



Comportement thermique des barrages en béton : amélioration des modèles d'analyses physico-statistiques des mesures de déplacements

Maxime Tatin

► To cite this version:

Maxime Tatin. Comportement thermique des barrages en béton : amélioration des modèles d'analyses physico-statistiques des mesures de déplacements. Génie civil. Université de Grenoble, 2014. Français. NNT : 2014GRENI059 . tel-01140313

HAL Id: tel-01140313

<https://theses.hal.science/tel-01140313>

Submitted on 8 Apr 2015

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Matériaux, Mécanique, Génie-Civil, Électrochimie**

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

Maxime TATIN

Thèse dirigée par **Frédéric DUFOUR**

préparée au sein du **Laboratoire « Sols, Solides, Structures - Risques » (3SR)**

et de l'**École Doctorale « Ingénierie - Matériaux Mécanique Énergétique Environnement Procédés Production » (I-MEP²)**

Comportement thermique des barrages en béton :

Amélioration des modèles d'analyses physico-statistiques des mesures de déplacements

Thèse soutenue publiquement le **24/11/2014**,
devant le jury composé de :

M. Franck SCHOEFS

Professeur à l'Université de Nantes, Président

M. Pierre LÉGER

Professeur à l'École Polytechnique de Montréal, Rapporteur

M. Denys BREYSSE

Professeur à l'Université Bordeaux 1, Rapporteur

M. Frédéric DUFOUR

Professeur à Grenoble INP, Directeur de thèse

M. Matthieu BRIFFAUT

Maître de Conférences à l'Université de Grenoble, Co-Encadrant

M. Stéphane BONELLI

Directeur de recherche à IRSTEA, Examineur

M. Alexandre SIMON

Ingénieur Chargé d'Affaires à EDF-DTG, Examineur

M. Jean-Paul FABRE

Ingénieur Expert Génie-Civil à EDF-DTG, Examineur

M. Éric BOURDAROT

Ingénieur Expert Génie-Civil à EDF-CIH, Invité



Titre : Comportement thermique des barrages en béton : amélioration des modèles d'analyses physico-statistiques des mesures de déplacements

Résumé

Les déplacements des barrages en béton sont influencés par de nombreux facteurs tels que la charge hydrostatique, les effets thermiques et les effets irréversibles. Pour interpréter les mesures, séparer les différentes influences et identifier un éventuel comportement pathologique, des modèles physico-statistiques de type régression multi-linéaire sont couramment utilisés par l'ingénierie. L'estimation de la composante thermique est cependant une source d'incertitude significative pour ces modèles. Les objectifs de cette thèse sont alors de mettre en évidence les mécanismes à l'origine des déplacements thermiques, de clarifier les hypothèses des modèles actuels et de déterminer les principales sources d'incertitudes parmi les influences environnementales afin de proposer des pistes d'amélioration de la modélisation statistique. Deux nouveaux modèles physico-statistiques ont alors été développés pour prendre en compte l'influence de la température de l'eau qui s'est révélée être l'un des facteurs prépondérants d'incertitude. Dans un premier temps, uniquement la valeur moyenne a été introduite. Puis, parallèlement à des mesures in-situ, des profils réalistes sont pris en compte sur la hauteur du barrage. Ces modèles ont été testés sur un environnement virtuel (modèle aux éléments finis) puis sur un cas d'étude réel, montrant une diminution significative de la dispersion résiduelle ainsi qu'une augmentation du caractère prédictif.

Mots clés : barrage, béton, déplacements thermiques, modèles statistiques, méthode des éléments finis

Title : Thermal behaviour of concrete dams : improvement of physico-statistical interpretative models of displacement measurements

Abstract

Concrete dam displacements are influenced by various factors such as hydrostatic load, thermal effects, and irreversible effects. In order to interpret measurements, to split apart all the different influences and to identify a potential pathological behaviour, physico-statistical models such as multi-linear regression are commonly employed in dam engineering. Nevertheless, the thermal component estimation is an important source of uncertainty for these models. Thus, the objectives of this thesis are to highlight the mechanism that generate thermal displacement, to clarify model hypothesis, to determine the main sources of uncertainty from environmental influences so as to propose improvements of statistical modelling. Two original physico-statistical models have been developed to account for water temperature which has been identified as a main source of uncertainty. Firstly, only the mean value has been introduced. Then, in parallel to in-situ measurements, realistic temperature profiles are accounted for over the dam's height. These models have been tested both on a virtual environment (finite element model) and on a real study case. The results show a significant reduction of the residual dispersion and an increase of the predictive capacity of the models.

Keywords : dam, concrete, thermal displacements, statistical models, finite element method

Remerciements

Parvenu au terme de cette thèse, je tiens en premier lieu à témoigner toute ma reconnaissance à l'ensemble des membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont manifesté pour mon travail en acceptant de le lire, de l'évaluer et pour certains de venir de loin afin d'assister à la soutenance. Je remercie donc Denys Breyse et Pierre Léger qui m'ont fait l'honneur de rapporter cette thèse, Stéphane Bonelli qui a accepté d'intégrer ce jury et Franck Schoefs qui en fut le président. Je les remercie pour la richesse des échanges et la pertinence de leur questionnement. Mais, c'est bien sûr vers mon encadrement de thèse que j'adresse mes remerciements les plus appuyés.

J'ai eu le privilège d'être dirigé par Frédéric Dufour, qui, bien que très occupé par ses nombreuses responsabilités, a toujours su se rendre disponible lorsque j'avais besoin de lui. Je le remercie ainsi pour son investissement et ses nombreux conseils qui m'ont fait progresser tout au long de ces trois années. Je remercie également Matthieu Briffaut, mon encadrant au quotidien, pour sa disponibilité, son aide précieuse et ses encouragements qui m'ont permis de rester motivé dans les moments difficiles. Je leur suis à tous les deux extrêmement reconnaissant de m'avoir transmis leur passion pour la recherche. Ces trois années à leurs côtés ont été très enrichissantes et formatrices. La réussite de ce travail n'aurait pas été possible sans eux.

Après la partie académique, je souhaite également remercier très sincèrement mes encadrants du côté industriel (EDF-DTG¹). Je remercie ainsi Alexandre Simon, pour son encadrement rapproché, son investissement quotidien, ses nombreuses recommandations et son soutien permanent. Toujours disponible et motivé par son travail, j'ai pu grâce à lui découvrir le vaste domaine de l'auscultation des barrages en béton. Je remercie également Jean-Paul Fabre pour ses innombrables idées qui ont permis de faire avancer cette thèse dans la bonne direction. Du fait de la distance, nos échanges furent moins réguliers mais non moins enrichissants. Sa connaissance très pointue du comportement des ouvrages associée à son flux d'idées de nouveaux modèles m'ont permis d'apprendre énormément à ses côtés et je lui en serai toujours très reconnaissant.

Je voudrais enfin témoigner ma plus grande gratitude à tout ceux qui ont contribué de près ou de loin à cette thèse. Je pense en particulier à Muriel Reboud et Jean-Pierre Escallon pour leurs travaux concernant l'installation d'une chaîne de mesure de la température de l'eau sur le barrage de Puylaurent. Je pense également à Maud Gradelet et Romain Brillault d'EDF-CIH² pour la réalisation d'un maillage 3D du barrage de Puylaurent qui a été grandement exploité dans ce travail. Enfin, je pense à Éric Bourdarot et Emmanuel Robbe d'EDF-CIH ainsi que Julien Baroth et Yann Malécot du laboratoire 3SR³ pour leur participation assidue à l'ensemble des comités de suivi de thèse ainsi que pour les précieux conseils d'Éric et Emmanuel en termes de modélisation numérique de barrages en béton. Je voudrais également remercier Hayssam Abdelsalam, Alexandre Poudret, Charlie Dast et Tom Burlat dont j'ai eu le plaisir d'encadrer les stages, et dont les travaux ont contribué à faire avancer la thèse.

1. Électricité De France - Division Technique Générale

2. Électricité De France - Centre d'Ingénierie Hydraulique

3. Sols, Solides, Structures, Risques

J'ai eu le privilège de partager mon temps entre le monde académique et industriel et je voudrais remercier tout ceux qui m'ont accueilli dans ces deux sphères et qui m'ont permis d'évoluer dans une ambiance très conviviale et un cadre de travail exceptionnel. Je tiens ainsi à élargir mes remerciements à l'ensemble de la DTG (tout particulièrement le service DMM⁴) ainsi qu'au laboratoire 3SR dans son ensemble.

Enfin, je voudrais remercier très affectueusement les membres de ma famille et notamment mes parents qui m'ont toujours encouragé et soutenu au cours de ces trois années.

« Quelques ingénieurs se font illusion sur ce qu'on peut demander à l'auscultation. Ils s'attendent à ce qu'elle leur donne raison. Ils voudraient que les conclusions de la théorie, si frustrée soit-elle ne soient jamais démenties. [...] S'il arrive parfois que l'imprévu tienne à une erreur de mesure, la plupart du temps c'est la mesure qui a raison contre une théorie fautive..., parce qu'on a oublié quelque chose dans les hypothèses. [...] Et ce n'est pas leur moindre mérite que de nous donner, à l'occasion, une bonne leçon d'humilité. »

André Coyne.

Table des matières

Résumé	iii
Remerciements	v
Table des matières	ix
Liste des symboles	xv
Table des figures	xix
Liste des tableaux	xxvii
Introduction générale	1
1 Surveillance et auscultation des barrages en béton	5
1.1 Introduction	6
1.2 Risques et pathologies des barrages en béton	6
1.2.1 Notion de risques associés aux barrages en béton	6
1.2.2 L'action de l'eau	7
1.2.3 Les processus de vieillissement	8
1.2.3.1 Mécanismes de vieillissement de la fondation	9
1.2.3.2 Mécanismes de vieillissement du corps du barrage	10
1.2.3.3 Mécanismes de vieillissement des éléments de structures	14
1.3 Surveillance et auscultation des ouvrages en exploitation	15
1.3.1 Importance de la surveillance	15
1.3.2 Instrumentation et phénomènes mesurés sur les ouvrages en exploitation	16
1.3.3 Généralités sur l'analyse des données d'auscultation	17
1.3.3.1 Les méthodes déterministes	19
1.3.3.2 Les méthodes statistiques	20
1.4 L'analyse des mesures de déplacements	21
1.4.1 Les modèles de type régression multiple	21
1.4.1.1 Modélisation de l'effet irréversible	22
1.4.1.2 Modélisation de l'effet hydrostatique	23
1.4.1.3 Modélisation de l'effet thermique	26
1.4.1.4 Limites des modèles de régression multiple	32
1.4.2 L'analyse par composantes principales	36
1.4.3 Les réseaux de neurones artificiels	37
1.5 Conclusion	39

2	Effets thermiques et déplacements dans les barrages en béton	41
2.1	Introduction	42
2.2	Calcul des déplacements pour un champ thermique donné	42
2.2.1	Dilatation du béton	42
2.2.2	Contraintes thermiques	43
2.2.3	Contribution du champ thermique aux déformations	44
2.2.4	Le théorème de réciprocité thermo-élastique	45
2.2.4.1	Théorème général	45
2.2.4.2	Application aux barrages en béton	46
2.3	Description des transferts de chaleur dans un barrage	49
2.3.1	La diffusion thermique	49
2.3.2	Les échanges thermiques aux frontières du milieu	51
2.3.2.1	La convection thermique	51
2.3.2.2	Le rayonnement thermique	53
2.3.2.3	Le rayonnement solaire	56
2.3.2.4	La température de l'air	58
2.3.2.5	La température de l'eau	59
2.3.2.6	L'effet thermique induit par les variations du niveau de la retenue	62
2.3.2.7	Transfert de chaleur par les fondations	63
2.3.2.8	Autres	63
2.4	Calcul du champ thermique dans le barrage	63
2.4.1	Validation de l'approche unidimensionnelle	65
2.4.2	Solutions du problème thermique unidimensionnel	68
2.4.2.1	Réponse indicielle	69
2.4.2.2	Réponse impulsionnelle	70
2.4.2.3	Réponse à une sollicitation quelconque	76
2.5	Conclusion	80
3	Modélisation thermo-mécanique et classification des phénomènes thermiques	81
3.1	Introduction	82
3.2	Étude de sensibilité au maillage	82
3.2.1	Notion de longueur de pénétration de l'onde thermique	82
3.2.2	Influence du maillage sur un problème thermo-mécanique simple	83
3.2.3	Maillage à retenir	86
3.3	Modélisation 2D d'un barrage-poids	86
3.3.1	Présentation de l'ouvrage	86
3.3.2	Modélisation adoptée	87
3.3.3	Maillage	89
3.3.4	Condition initiale et période de calcul	90
3.3.5	Définition des conditions aux limites et chargements	90
3.3.5.1	Conditions aux limites thermiques	91
3.3.5.2	Conditions aux limites mécaniques	95
3.3.6	Calibration des paramètres	95
3.3.7	Comportement particulier : la « double bosse »	95
3.4	Modélisation 3D d'un barrage-voûte	98
3.4.1	Présentation de l'ouvrage	98
3.4.2	Modélisation adoptée	100
3.4.3	Maillage	100
3.4.4	Conditions initiales et période de calcul	102
3.4.5	Définition des conditions aux limites et chargements	102
3.4.5.1	Conditions aux limites thermiques	102

3.4.5.2	Conditions aux limites mécaniques	105
3.4.6	Calibration du modèle	105
3.5	Classification des phénomènes thermiques	109
3.5.1	Phénomènes thermiques sources de dispersion pour les modèles HST et HSTT	111
3.5.2	Importance des phénomènes sur les déplacements	113
3.6	Conclusion	116
4	Amélioration de la modélisation statistique	117
4.1	Introduction	118
4.2	Validation du calcul du déplacement thermique par l'approche du théorème de réciprocité thermo-élastique	118
4.2.1	Les hypothèses de l'approche	118
4.2.1.1	Linéarité des contraintes	119
4.2.1.2	Homogénéité des températures sur élévation	121
4.2.1.3	Présence de la fondation	121
4.2.2	Fonctions d'influence thermiques	122
4.2.3	Validation du calcul du déplacement thermique	126
4.3	Limites du modèle HSTT	130
4.3.1	Rappel du modèle	130
4.3.2	Lien avec le théorème de réciprocité thermo-élastique	131
4.3.3	Discussion sur les hypothèses/limites du modèle	132
4.4	Amélioration de la prise en compte de la température de l'air : ajout de termes supplémentaires dans la réponse impulsionnelle	134
4.4.1	Influence du nombre de termes	134
4.4.2	Influence de la mesure de température	135
4.5	Prise en compte de la température moyenne de l'eau et des variations de la retenue	136
4.5.1	Présentation du modèle HST-Grad	137
4.5.2	Validation sur les cas heuristiques	138
4.5.2.1	Performance pour capter l'influence de la température de l'eau	138
4.5.2.2	Performance pour séparer les influences de la température moyenne et du gradient thermique	139
4.6	Prise en compte de la non-uniformité des températures sur la hauteur de l'ouvrage	141
4.6.1	Découpage de l'ouvrage en tranches (discrétisation sur la hauteur)	141
4.6.2	Problème de compensation	142
4.6.3	Le modèle multi-tranche avec Analyse par Composante Principale (ACP)	144
4.6.4	Le modèle multi-tranche avec formes imposées des fonctions d'influence	148
4.6.4.1	Application au cas heuristique 2D	150
4.6.4.2	Application au cas heuristique 3D	160
4.7	Conclusion	167
5	Application sur les données réelles du barrage de Puylaurent	169
5.1	Introduction	170
5.2	Importance de la mesure locale de la température de l'air	170
5.3	Instrumentation de la température de l'eau	172
5.3.1	Présentation de l'instrumentation	172
5.3.2	Profils mesurés	173
5.4	Applications des nouveaux modèles	175
5.4.1	Problématiques liées à la période d'analyse	175
5.4.2	Description des modèles testés	178
5.4.3	Analyse des résultats	180

5.4.3.1	Le modèle avec fonctions d'influence imposées	182
5.4.3.2	Le modèle HST-Grad	183
5.4.3.3	Les modèles multi-tranches avec formes imposées des fonctions d'influence	183
5.4.3.4	Les modèles multi-tranche avec ACP	185
5.4.3.5	Le modèle mixte (formes imposées des fonctions d'influence et ACP)	188
5.5	Déploiement sur d'autres ouvrages	190
5.6	Conclusion	192
Conclusions et perspectives		195
Bibliographie		203
A Les principaux aléas naturels auxquels sont exposés les barrages en béton		A1
A.1	Les crues	A1
A.2	Les séismes	A1
A.3	Les glissements de terrain dans les retenues.	A2
B Principaux phénomènes mesurés sur les barrages en béton en exploitation et instrumentation associée		B3
B.1	Les déplacements	B3
B.2	Les déformations	B4
B.3	Les mouvements relatifs des joints de plots et les ouvertures de fissures	B5
B.4	Les débits de fuite et de drainage	B6
B.5	Les sous-pressions (pressions interstitielles dans la fondation et au contact béton- rocher)	B7
C Le théorème de réciprocité thermo-élastique		C9
C.1	Problème d'élasticité linéaire isotrope	C9
C.2	Problème de thermo-élasticité	C10
C.3	Théorème de réciprocité élastique	C10
C.4	Théorème de réciprocité thermo-élastique	C11
D Décomposition polynomiale d'un champ scalaire unidimensionnel		D13
D.1	Décomposition en un polynôme de degré 1	D13
D.2	Décomposition en un polynôme de degré 2	D14
E Estimation de la quantité de rayonnement solaire reçue par un plan d'incli- naison quelconque		E15
E.1	Référentiel temporel	E15
E.2	Référentiel spatial	E16
E.3	Rayonnement solaire extraterrestre sur une surface horizontale	E19
E.4	Interaction du rayonnement solaire avec l'atmosphère	E19
E.5	Séparation des composantes directes et diffuses du rayonnement quotidien mesuré sur une surface horizontale	E20
E.6	Calcul du rayonnement horaire direct et diffus sur une surface horizontale	E21
E.7	Rayonnement solaire sur une surface inclinée	E22
F Corrélation statistique		F25

G	Résolution de l'équation de la chaleur unidimensionnelle	G27
G.1	Résolution de l'équation de la chaleur unidimensionnelle pour des échelons de température imposés aux frontières du milieu	G27
G.2	Démonstration de la formulation de récurrence	G30
H	Fonctions d'influences reconstruites à partir du calage statistique du modèle multi-tranche avec ACP	H31
I	Déplacements à l'échelle de la journée sur le barrage de Puylaurent	I37
J	Approximation des profils de température de l'eau mesurés dans la retenue du barrage de Puylaurent par la méthode de Bofang/Ardito	J41

Liste des symboles

α	Coefficient de dilatation thermique	[°C ⁻¹]
α_r	Absorptivité	[-]
$\bar{\sigma}$	Tenseur des contraintes	[MPa]
ΔH_i	Hauteur de la tranche i	[m]
ΔT_{am}	Écart de la température amont à sa moyenne saisonnière	[°C]
ΔT_{av}	Écart de la température aval à sa moyenne saisonnière	[°C]
ΔT_G	Écart du gradient thermique à sa moyenne saisonnière	[°C/m]
ΔT_M	Écart de la température moyenne à sa moyenne saisonnière	[°C]
$\Delta \theta$	Écarts de la température de l'air à sa moyenne saisonnière	[°C]
$\Delta \theta_R$	Terme correctif du modèle HSTT	[°C]
δ_{Dirac}	Impulsion de Dirac	[-]
δ_{th}	Déplacement d'origine thermique	[mm]
λ	Coordonnée curviligne le long d'un arc	[m]
λ_{ther}	Conductivité thermique	[W/(m · °C)]
ν	Coefficient de poisson	[-]
$\vec{\varphi}$	Densité de flux de chaleur	[W/m ²]
\vec{u}	Champ de déplacement	[mm]
Φ	Coefficient de forme pour les profils de température d'eau	[m ⁻¹]
Φ_{sol}	Densité de flux de chaleur apportée par le rayonnement solaire	[W/m ²]
ρ	Coefficient d'albédo	[-]
ρ_r	Réfectivité	[-]
ρ_v	Masse volumique	[kg/m ³]
σ_{SB}	Constante de Stefan-Boltzmann	[W · m ⁻² · K ⁻⁴]
τ_r	Transmittivité	[-]
θ_S	Température saisonnière de l'air	[°C]
ε	Résidus de l'analyse statistique	[mm]
ε_r	Émissivité	[-]
a	Diffusivité thermique	[m ² /j]

a_i^{hydro}	Coefficients de la fonction hydrostatique	[mm]
a_i^{irrev}	Coefficients de la fonction irréversible	[mm/j]
a_i^{ther}	Coefficients de la fonction thermique	[mm ou mm/°C ou mm · m/°C]
a_0	Constante	[mm]
c	Chaleur spécifique massique	[J/(kg · °C)]
E	Module de Young	[GPa]
$f(S)$	Fonction saisonnière	[mm]
f_{hydro}	Fonction hydrostatique	[mm]
f_{irrev}	Fonction irréversible	[mm]
f_{ther}	Fonction thermique	[mm]
G	Fonction d'influence entre gradient thermique et déplacement thermique	[mm/°C]
G_{CS}	Constante solaire	[W/m ²]
H	Hauteur du barrage	[m]
h	Coordonnée verticale	[m]
h_{conv}	Coefficient de transfert convectif	[W/(m ² · °C)]
h_{eau}	Hauteur d'eau de la retenue	[m]
h_{glob}	Coefficient d'échange global (convectif + radiatif)	[W/(m ² · °C)]
h_{rad}	Coefficient de transfert radiatif	[W/(m ² · °C)]
H_{res}	Hauteur du réservoir	[m]
I_{abs}^{jour}	Rayonnement solaire journalier absorbé par une surface inclinée	[MJ/(h · m ²)]
J	Numéro du jour de l'année	[j]
K_t	Indice de clarté	[-]
L	Longueur du milieu 1D	[m]
l	Coordonnée radiale horizontale	[m]
L_c	Longueur en crête du barrage	[m]
M	Fonction d'influence entre la température moyenne et déplacement thermique	[mm/°C/m]
n_T	Nombre de capteurs de température	[-]
n_{sec}	Nombre de sections	[-]
p	Taille de l'échantillon de mesure	[-]
P_G	Réponse impulsionnelle pour le gradient thermique	[°C/m]
P_M	Réponse impulsionnelle pour la température moyenne	[°C]
PC_j	$j^{\text{ième}}$ composante principale	[°C]
R_{reel}	Cote de retenue	[m N.G.F (Nivellement Général de la France)]
R_{vide}	Cote de retenue à vide	[m N.G.F (Nivellement Général de la France)]
RN	Cote de retenue normale	[m N.G.F. (Nivellement Général de la France)]

S	Saison	[rad]
T	Température	[°C]
t	Temps	[j]
T_0	Temps caractéristique de diffusion dans un milieu 1D	[j]
T_{air}	Température de l'air	[°C]
T_{amb}	Température du milieu ambiant	[°C)]
T_{am}	Signal de température imposé à l'amont du milieu 1D	[°C]
T_{av}	Signal de température imposé à l'aval du milieu 1D	[°C]
T_{eau}	Température de l'eau	[°C]
T_{fond}	Température au fond du réservoir	[°C]
$T_{G,S}$	Composante saisonnière du gradient thermique	[°C/m]
T_G	Gradient de température ou moment thermique	[°C/m]
$T_{M,S}$	Composante saisonnière de la température moyenne	[°C]
T_M	Température moyenne	[°C]
T_{ref}	Température de référence pour laquelle la dilatation thermique est nulle	[°C]
T_{surf}	Température à la surface du réservoir	[°C]
T_S	Température de surface	[°C)]
U	Vecteur de pondération pour une régression linéaire pondérée	[-]
V	Volume de béton du barrage	[m ³]
V_{stock}	Volume de la retenue	[m ³]
x	Coordonnée spatiale du milieu 1D	[m]
y_w	Profondeur à partir de la surface de la retenue	[m]
z	Creux relatif	[-]

Table des figures

1.1	Photographies du barrage de Malpasset avant et après la catastrophe.	7
1.2	Schéma d'une fissure de pied amont d'un barrage-voûte [Le Delliou, 2003]. . . .	8
1.3	Répartition des barrages par année de mise en service (en France) [Le Delliou, 2003].	9
1.4	Déformation du béton sous une charge constante appliquée pendant 230 jours. Une déformation différée ε_{creep} due au fluage s'ajoute à la déformation élastique instantanée ε_{inst} . Si le chargement était maintenu, la déformation suivrait alors la ligne continue. Lorsque le chargement est arrêté, la déformation suit la ligne pointillée : la déformation élastique instantanée est alors récupérée et une certaine part de la déformation de fluage est également récupérée de manière différée. [Winter et Nilson, 1979].	12
1.5	Exemple de mesures brutes de déplacements radiaux (en mm) en fonction du temps (en années). Par convention, les évolutions positives indiquent des déplacements vers l'aval.	18
1.6	Résultats d'un modèle statistique : séparation des influences réversibles et correction des données brutes [Tatin <i>et al.</i> , 2012]. a) Déplacements bruts mesurés et déplacements corrigés des influences thermiques et hydrostatiques. b) Déplacements thermiques au cours du temps. c) Déplacements hydrostatiques en fonction du niveau de remplissage. d) Déplacements hydrostatiques au cours du temps. .	22
1.7	Déplacements radiaux corrigés. Barrage du Gage.	23
1.8	Part instantanée et différée de la déformation pour un chargement appliquée instantanément à l'instant t_0 [Lombardi, 2004].	25
1.9	Fonction hydrostatique avec effet retard.	26
1.10	Comparaison des modèles HST et HSTT.	31
1.11	Évaluation de la séparation des influences thermiques et hydrostatiques par le modèle statistique de régression multiple HSTT.	33
1.12	Détermination statistique des coefficients d'influence [Amberg, 2009].	34
1.13	Schéma de principe d'un réseau de neurones [Simon <i>et al.</i> , 2012].	38
2.1	Décomposition du champ thermique unidimensionnel dans l'épaisseur du barrage.	44
2.2	Contribution de la température moyenne et du gradient de température amont-aval aux déplacements d'éléments de structure (arc et console).	45
2.3	Milieu continu de volume V (représenté en 2D) délimité par deux surfaces S_T et S_u sur lesquelles les conditions aux limites sont respectivement des efforts imposés et des déplacements imposés.	46
2.4	Représentation schématique d'un barrage et de ses variables géométriques. . . .	47
2.5	Schéma de représentation du barrage avec les deux forces unitaires appliquées aux extrémités d'un pendule.	48
2.6	Coefficient de convection en fonction de la vitesse du vent.	53

2.7	Illustration du comportement d'un matériau semi-transparent et d'un matériau opaque face au rayonnement électromagnétique.	54
2.8	Diagramme de principe de calcul du rayonnement solaire absorbé par une surface inclinée à partir du rayonnement solaire mesuré sur une surface horizontale. . .	58
2.9	Évolution de la densité de l'eau en fonction de la température entre 0 et 10°C. .	60
2.10	Représentation schématique du cycle thermique d'un lac.	61
2.11	Représentation schématique des conditions aux limites thermiques.	64
2.12	Schéma de simplification du problème de conduction 3D en plusieurs problèmes de conduction 1D.	64
2.13	Comparaison en terme d'erreur relative (2.13a) et de corrélation statistique (2.13b) des signaux de moyenne et de gradient calculés par un modèle 2D et par un modèle 1D.	66
2.14	Évolution temporelle de la température moyenne et du gradient thermique calculés par les modèles 1D et 2D sur une section située en crête de l'ouvrage. . .	67
2.15	Évolution temporelle de la température moyenne et du gradient thermique calculés par les modèles 1D et 2D sur une section située à mi-hauteur.	67
2.16	Évolution temporelle de la température moyenne et du gradient thermique calculés par les modèles 1D et 2D sur une section située à la base de l'ouvrage. . .	68
2.17	Évolution temporelle du déplacement thermique calculée par les modèles 1D et 2D.	68
2.18	Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des échelons de température aux frontières du milieu.	69
2.19	Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des impulsions de température aux frontières du milieu.	70
2.20	Réponse impulsionnelle pour la température moyenne selon les deux formulations des équations (2.48) et (2.53) et en considérant plus ou moins de termes dans les séries $\sum_{n \geq 1}$	73
2.21	Réponse impulsionnelle pour le gradient thermique selon les deux formulations des équations (2.52) et (2.54) et en considérant plus ou moins de termes dans les séries $\sum_{n \geq 1}$. $L = 5$ m, $a = 0,1$ m ² /j.	74
2.22	Champs thermiques 1D (dans un milieu de longueur 1 m) estimés avec les deux formulations 1 heure (2.22a) et 1 jour (2.22b) après une impulsion en $x = 0$. . .	76
2.23	Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des signaux quelconques de température aux frontières du milieu.	77
3.1	Champ de température (équation (3.1)) à différents instants dans le milieu semi-infini soumis à une sollicitation harmonique.	83
3.2	Simulations thermo-mécaniques réalisées pour différentes tailles de mailles. . . .	84
3.3	Sensibilité du champ thermique à la taille des éléments pour une sollicitation harmonique de période 1 an.	85
3.4	Sensibilité du champ thermique à la taille des éléments pour une sollicitation harmonique de période 1 jour.	85
3.5	Sensibilité du déplacement à la taille des éléments.	85
3.6	Photographie du barrage d'Izourt en été.	86
3.7	Élévation aval du barrage.	87
3.8	Vue en coupe du plot modélisé.	88
3.9	Maillage du barrage d'Izourt.	89
3.10	Représentation schématique des conditions aux limites et des chargements. . . .	90
3.11	Quantité de rayonnement solaire absorbée par les deux parements du barrage et comparaison avec la quantité mesurée sur une surface horizontale à proximité du barrage.	92

3.12	Température moyenne de l'eau sur une année mesurée dans la retenue du barrage d'Izourt (points noirs) et approximation par une fonction saisonnière de période 6 mois (courbe rouge).	93
3.13	Température de l'eau en surface et au fond du réservoir du barrage d'Izourt. Reconstitution sur une année.	94
3.14	Profils de température de l'eau dans la retenue barrage d'Izourt à différentes dates de l'année.	94
3.15	Déplacements saisonniers extraits des données réelles par analyse HST (courbe noire) et modélisés par éléments finis (courbe rouge).	96
3.16	Champs de température extraits du calcul EF avec prise en compte de la percolation de l'eau dans la partie amont de l'ouvrage à deux instants du transitoire.	97
3.17	Déplacements saisonniers extraits des données réelles par analyse HST (courbe noire) et modélisés par éléments finis sans et avec la percolation de l'eau (courbes rouge et bleu respectivement).	98
3.18	Photographie du barrage de Puylaurent.	99
3.19	Élévation aval du barrage de Puylaurent avec position des pendules.	100
3.20	Maillage 1 m utilisé pour la modélisation thermo-mécanique du barrage de Puylaurent.	101
3.21	Comparaison des déplacements radiaux du plot EF modélisés avec le maillage 1 m et le maillage 35 cm.	101
3.22	Comparaison de la température de l'air mesurée à Chasserades à celle mesurée directement sur le site du barrage pour deux périodes de l'année.	103
3.23	Températures à la surface et au fond du réservoir utilisés dans le modèle de température de l'eau de l'équation (3.4).	104
3.24	Profils de température de l'eau mesurés et modélisés à différents instants de l'année.	104
3.25	Comparaison des températures moyennes de l'eau mesurée et modélisée.	105
3.26	Élévation aval du barrage de Puylaurent avec position des sondes de température.	106
3.27	Comparaison des températures mesurées et modélisées dans le corps du barrage.	107
3.28	Comparaison des déplacements thermiques calculés par éléments finis à ceux estimés par une analyse HSTT sur les données réelles d'auscultation.	109
3.29	Évolution de la dispersion du modèle HST (écart type des résidus ramené à l'amplitude du déplacement de la simulation complète).	111
3.30	Évolution de la dispersion du modèle HSTT (écart type des résidus ramené à l'amplitude du déplacement de la simulation complète).	111
3.31	Influence du profil de température de l'eau et de l'orientation du barrage sur la dispersion du modèle HST (cas heuristique 2D).	113
3.32	Influence des phénomènes thermiques externes sur les déplacements.	114
3.33	Influence de la stratification thermique de l'eau et de l'orientation du barrage sur les déplacements thermiques (modélisation 2D).	115
4.1	Évolution de la trace du tenseur des contraintes $tr(\bar{\sigma})$ dans l'épaisseur de l'ouvrage au niveau de différentes élévations pour une force unitaire (1 N) appliquée en crête. Modélisation 2D du barrage d'Izourt.	119
4.2	Évolution de la trace du tenseur des contraintes $tr(\bar{\sigma})$ dans l'épaisseur de l'ouvrage au niveau de différentes sections de la rive droite à la rive gauche pour une force unitaire (1 N) appliquée en crête. Modélisation 3D du barrage de Puylaurent. Élévation 915 m NGF.	120
4.3	Température moyenne et gradient thermique extraits sur plusieurs sections 1D du modèle aux éléments finis 3D pour l'élévation 915 m NGF.	121
4.4	Évolution de la moyenne et gradient de $tr(\bar{\sigma})$ entre la rive droite et la rive gauche pour l'élévation 915 m NGF (modèle EF 3D).	123

4.5	Fonctions d'influence pour la température moyenne $M(h)$ et le gradient thermique $G(h)$ (modèle EF 2D, barrage-poids d'Izourt).	123
4.6	Fonctions d'influence pour la température moyenne $M(h)$ et le gradient thermique $G(h)$ (modèle EF 3D, barrage-voûte de Puylaurent).	124
4.7	Application de température moyenne et gradient thermique unitaire sur des tranches de l'ouvrage.	124
4.8	Comparaison des fonctions d'influence pour la température moyenne $M(h)$ et le gradient thermique $G(h)$ calculées par deux méthodes différentes (modèle EF 2D).	125
4.9	Schéma de définition de l'écart fictif de température entre les parements.	125
4.10	Fonctions d'influence de l'écart fictif de température entre les parements pour la modélisation 2D (4.10a) et 3D (4.10b).	126
4.11	Comparaison des déplacements directement issue du modèle aux éléments finis avec ceux calculés par l'approche basée sur le théorème de réciprocité.	127
4.12	Variance des déplacements thermiques et importances relatives des déplacements dus à la température moyenne et au gradient thermique.	128
4.13	Évolution de la dispersion (en terme d'écart type des résidus) en fonction des coefficients d'influence des déplacements induits par la température moyenne et le gradient thermique.	129
4.14	Schéma du milieu 1D utilisé pour le calcul du terme correctif $\Delta\theta_R$ du modèle HSTT.	130
4.15	Schéma du milieu 1D utilisé pour le calcul du terme correctif $\Delta\theta_R$ du modèle HSTT.	131
4.16	Température moyenne et gradient thermique extraits sur plusieurs sections 1D du modèle aux éléments finis 3D pour différentes élévations.	133
4.17	Évolution de la dispersion du modèle HSTT pour la modélisation 3D du barrage-voûte (Puylaurent).	134
4.18	Position des stations de mesure de température de l'air par rapport au barrage de Puylaurent.	135
4.19	Évolution de la dispersion du modèle HSTT appliqué sur la modélisation 3D du barrage de Puylaurent (simulations 1 et 5 (voir tableau 3.4)) à mesure que l'on rajoute des termes à la réponse impulsionnelle. Analyse avec le signal de température ressentie par l'ouvrage (Chasserades) et avec deux signaux de température plus éloignés de l'ouvrage (Huparlac et Villefort).	136
4.20	Dispersion des modèles HSTT et HST-Grad (avec 15 termes) pour les simulations 2 et 3.	138
4.21	Comparaison des déplacements (dus à la température moyenne et dus au gradient thermique) identifiés avec le modèle HST-Grad avec ceux calculés par l'approche du théorème de réciprocité thermo-élastique (référence) pour la simulation 2.	140
4.22	Comparaison des déplacements (dus à la température moyenne et dus au gradient thermique) identifiés avec le modèle HST-Grad avec ceux calculés par l'approche du théorème de réciprocité thermo-élastique (référence) pour la simulation 3.	140
4.23	Dispersion des modèles HSTT et HST-Grad (avec 15 termes) pour les simulations 2 et 3.	141
4.24	Schéma de principe de la discrétisation de l'ouvrage sur sa hauteur [Poudret, 2013].	142
4.25	Reconstruction des fonctions d'influence à partir du calage statistique (modèle de l'équation (4.15)) appliqué à la simulation 3 de la modélisation 3D.	143
4.26	Influences de la température moyenne et du gradient thermique obtenues par le modèle statistique.	144
4.27	Variance expliquée par les composantes principales et dispersion du modèle en fonction du nombre m de composantes considérées.	146

4.28	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 1 composante principale ($m=1$).	147
4.29	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 7 composantes principales ($m=7$).	147
4.30	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 14 composantes principales ($m=14$).	147
4.31	Approximation polynomiale à l'ordre 2 des fonctions d'influence.	148
4.32	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence ($d_g = d_m = 2$).	150
4.33	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 1).	153
4.34	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 2).	153
4.35	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 3).	153
4.36	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 4).	154
4.37	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 5).	154
4.38	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 6).	154
4.39	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence ($d_g = 1 \mid d_m = 2$). Ajustement sur les déplacements calculés par l'approche du théorème de réciprocité.	155
4.40	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 1).	158
4.41	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 2).	158
4.42	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 3).	158
4.43	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 4).	159
4.44	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 5).	159
4.45	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 6).	159
4.46	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 1).	161
4.47	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 2).	161
4.48	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 3).	162
4.49	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 4).	162
4.50	Influences de la température (moyenne et gradient). Modèle MT ($d_m = d_g = 2$). Ajustement sur les déplacements du théorème de réciprocité.	162
4.51	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 1).	164
4.52	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 2).	165

4.53	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 3).	165
4.54	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 4).	165
4.55	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 5).	166
5.1	Évolution de la dispersion du modèle HSTT avec le nombre de termes utilisé dans la réponse impulsionnelle pour différents signaux de température de l'air. .	171
5.2	Schéma de l'élévation amont du barrage de Puylaurent avec position de la chaîne de mesure de température de l'eau et correspondance avec une photographie lors de l'installation de la canne.	172
5.3	Système complémentaire de mesure de température de l'eau. Radeau avec sonde de température autonome embarquée pour une mesure de température de l'eau à la surface.	173
5.4	Profils de température d'eau mesurés entre juillet 2013 et juillet 2014.	174
5.5	Température moyenne de l'eau et température moyenne du parement amont entre juillet 2013 et juillet 2014.	175
5.6	Déplacements bruts mesurés par le pendule EF 939-885 sur la période d'analyse	176
5.7	Mauvaise identification des effets hydrostatique et temporel sur une année de mesure.	177
5.8	Évolution de la dispersion avec le nombre de termes des réponses impulsionnelles pour l'ensemble des modèles.	181
5.9	Histogramme des niveaux de dispersion (pour le nombre de termes optimal) de chacun des modèles testés.	181
5.10	Évolutions temporelles globales des déplacements induits par la température moyenne et le gradient thermique déterminées par le modèle MT_FI_impo. . .	182
5.11	Évolutions temporelles globales des déplacements induits par la température moyenne et le gradient thermique déterminées par le modèle HST-Grad.	183
5.12	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_M0G0.	184
5.13	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_M1G2_cont.	185
5.14	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_M2G2.	185
5.15	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_ACP_1.	186
5.16	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_ACP_2.	186
5.17	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_ACP_4.	187
5.18	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_ACP_10.	187
5.19	Pourcentage de variance du jeu de données initial expliqué par les m premières composantes principales.	188
5.20	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_M2G2_ACP_1.	188
5.21	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_M2G2_ACP_2.	189
5.22	Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_M2G2_ACP_3.	189

5.23	Températures de l'eau utilisées pour les modèles HST-Grad et MT.	191
5.24	Histogramme des niveaux de dispersion de chacun des modèles testés pour l'ensemble des ouvrages.	191
A.1	Photographie du barrage de la Rouvière pendant un déversement lors d'un épisode de crue.	A1
A.2	Photographies du barrage du Vajont dont la retenue est maintenant remplie par l'effondrement d'un pan de montagne.	A2
B.1	Schéma d'un réseau topographique.	B4
B.2	Photographie (B.2a) et schémas de principe d'un pendule direct (B.2b) et d'une chaîne de pendule (B.2c).	B4
B.3	Schéma et photographies de capteurs à corde vibrante.	B5
B.4	Photographie et schéma d'un vinchon.	B5
B.5	Schéma de principe d'un distofoir.	B6
B.6	Photographie et schéma d'un déversoir triangulaire pour la mesure des débits. .	B6
B.7	Schéma d'un tube piézométrique (B.7a) et photographies de la tête d'un tube piézométrique (B.7b) et d'une cellule de pression (B.7c).	B7
C.1	Milieu continu de volume V délimité par deux surfaces S_T et S_u sur lesquelles les conditions aux limites sont respectivement des efforts imposés et des déplacements imposés.	C9
E.1	Variation annuelle de l'équation du temps (en minute).	E16
E.2	Schéma du référentiel spatial.	E16
E.3	Variation annuelle de la déclinaison du soleil.	E17
E.4	Variation annuelle de la durée du jour pour différentes latitudes.	E18
E.5	Schéma de l'orientation du plan incliné.	E18
E.6	Répartition spectrale du rayonnement solaire [Joukoff, 1991].	E20
E.7	Variation annuelle de la densité de flux surfacique journalière sur une surface horizontale à proximité du barrage de Puylaurent (Lozère - France). Flux mesuré et flux théorique extraterrestre.	E21
E.8	Rayonnement horaire total, direct et diffus sur une surface horizontale calculés à partir d'une mesure de rayonnement journalière sur la surface. Journée du 30/06/2003 à proximité du barrage de Puylaurent (Lozère - France).	E22
G.1	Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des échelons de température aux frontières du milieu.	G27
G.2	Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des signaux quelconques de température aux frontières du milieu.	G30
H.1	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 1 composante principale ($m=1$).	H31
H.2	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 2 composantes principales ($m=2$).	H32
H.3	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 3 composantes principales ($m=3$).	H32
H.4	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 4 composantes principales ($m=4$).	H32
H.5	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 5 composantes principales ($m=5$).	H33

H.6	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 6 composantes principales ($m=6$).	H33
H.7	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 7 composantes principales ($m=7$).	H33
H.8	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 8 composantes principales ($m=8$).	H34
H.9	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 9 composantes principales ($m=9$).	H34
H.10	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 10 composantes principales ($m=10$).	H34
H.11	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 11 composantes principales ($m=11$).	H35
H.12	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 12 composantes principales ($m=12$).	H35
H.13	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 13 composantes principales ($m=13$).	H35
H.14	Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 14 composantes principales ($m=14$).	H36
I.1	Déplacements mesurés à fréquence horaire sur le barrage de Puylaurent du 22 au 27 octobre 2013.	I38
I.2	Déplacements mesurés à fréquence horaire sur le barrage de Puylaurent du 26 avril au 03 mars 2014	I39
J.1	Profils de température d'eau mesurés sur le barrage de Puylaurent entre juillet 2013 et juillet 2014 et approximation par le modèle d'Ardito avec l'utilisation des températures mesurées en surface et au fond du réservoir.	J42
J.2	Profils de température d'eau mesurés sur le barrage de Puylaurent entre juillet 2013 et juillet 2014 et approximation par le modèle d'Ardito avec l'utilisation de la température mesurée au fond du réservoir et d'une température fictive en surface.	J43
J.3	Température mesurée et température fictive en surface du réservoir.	J44

Liste des tableaux

1.1	Principaux scénarios de vieillissement des barrages en béton et en maçonnerie [ICOLD, 1994].	9
2.1	Valeurs du coefficient de dilatation α pour différents bétons de masse et selon différents auteurs.	43
2.2	Valeurs de la diffusivité thermique a pour différents bétons de masse et selon différents auteurs.	51
2.3	Valeurs de l'émissivité ε_r du béton trouvées dans la littérature.	55
3.1	Valeurs des paramètres thermiques et mécaniques utilisés pour la modélisation thermo-mécanique du barrage d'Izourt.	95
3.2	Récapitulatif des indicateurs d'erreurs pour chaque sonde (les indicateurs sont calculés sur l'ensemble de la période 2002-2011).	108
3.3	Valeurs des paramètres thermiques et mécaniques utilisés pour la modélisation thermo-mécanique du barrage de Puylaurent.	109
3.4	Description des simulations réalisées.	110
4.1	Description des variantes du modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence testées sur la simulation 3 de la modélisation 2D.	151
4.2	Description des variantes du modèle multi-tranche avec forme imposée des fonctions d'influence testées sur la simulation 3 de la modélisation 2D.	156
4.3	Description des variantes du modèle multi-tranche avec forme imposée des fonctions d'influence testées sur la simulation 3 de la modélisation 3D.	160
4.4	Description des variantes du modèle multi-tranche avec forme imposée des fonctions d'influence testées sur la simulation 3 de la modélisation 3D.	163
5.1	Description et résultats en terme de dispersion des modèles testés sur les données réelles du barrage de Puylaurent.	179
5.2	Description des ouvrages sur lesquels les modèles ont été testés.	190
E.1	Valeurs du coefficient d'albédo suivant la nature du terrain [Agullo <i>et al.</i> , 1996].	E23
E.2	Valeurs de l'absorptivité α_r du béton trouvées dans la littérature.	E24

Introduction

Depuis des siècles, l'homme a cherché à aménager les cours d'eau pour en tirer bénéfice. On retrouve ainsi des traces de la présence d'ouvrages hydrauliques dans presque toutes les civilisations. Un barrage est un « ouvrage artificiel coupant le lit d'un cours d'eau et servant soit à assurer la régulation, soit à pourvoir l'alimentation des villes en eau ou à l'irrigation des cultures, ou bien à produire de l'énergie » [Le Delliou, 2003]. Le rôle des barrages est donc multiple : contrôle des crues, navigation, contrôle des sédiments, irrigation, loisirs et production d'énergie. Les barrages sont des ouvrages de génie-civil remarquables de par leurs dimensions et les conséquences que causerait leur rupture. En France, le parc hydraulique compte plus de 500 grands barrages (d'une hauteur supérieure à quinze mètres au-dessus du terrain naturel) et plusieurs milliers de petits barrages [CFBR, 2012]. Les grands barrages en béton ont commencé leur développement au sortir de la 1^{ère} guerre mondiale pour faire face à la demande croissante en électricité ; ensuite le rythme de construction s'est vraiment accéléré après la 2nde guerre mondiale (environ 85% du parc mondial de barrages a été construit après 1950 [Le Delliou, 2003]).

Les barrages, qui font partie intégrante des infrastructures de notre société, présentent des enjeux de sûreté importants. En effet, si les ruptures des grands barrages sont des événements très rares, ils sont susceptibles de générer des pertes humaines, économiques et environnementales souvent considérables. Au cours des dernières décennies, l'intérêt pour la sûreté des ouvrages hydrauliques s'est renforcé dans la plupart des pays du monde. Pour des ouvrages à caractère industriel, les barrages ont une durée de vie exceptionnellement longue, mais leur vieillissement augmente leur vulnérabilité. Le nombre croissant d'ouvrages d'âge avancé associé à l'essor des nouveaux ouvrages dans les pays en émergence et à l'augmentation de la population à l'aval des barrages ont entraîné une prise de conscience relative à la sûreté hydraulique.

Parmi les 36 000 grands barrages recensés dans le registre mondial des barrages, environ 300 accidents majeurs ont été reportés [ICOLD, 2014]. En France, on peut citer la rupture en 1959 du barrage de Malpasset (barrage-voûte en béton, d'une hauteur de 60 mètres, construit en 1954) qui a fait 423 victimes et causé des dégâts matériels importants ([Duffaut, 2010],[Habib, 2010]). Cette catastrophe a néanmoins permis de faire progresser les méthodes de conception et les procédures de surveillance [Carrère, 2010]. Depuis cet événement, l'auscultation des barrages est devenue, en complément de l'inspection visuelle, une composante essentielle des programmes de surveillance imposés par l'état. La surveillance des ouvrages hydrauliques est primordiale pour assurer la sécurité des biens et des personnes.

L'auscultation consiste à évaluer le comportement de l'ouvrage sur le long terme par le suivi des phénomènes mécaniques (déplacements, déformations, ouvertures de joints et de fissures) et hydrauliques (débits de fuite et de drainage, sous-pressions en fondation) qui décrivent ce comportement d'une part et des facteurs environnementaux (températures, niveau de la retenue, précipitations) qui sont à l'origine de ce comportement d'autre part. Ces phénomènes physiques, choisis pour leur représentativité, témoignent du comportement de l'ouvrage dans

son environnement. L'analyse des données recueillies permet de vérifier que le barrage se comporte tel qu'il a été conçu, de détecter d'éventuelles anomalies ou déficiences potentielles et d'alerter du moindre changement de comportement qui pourrait mettre en cause sa sûreté. Souvent, les données sont accumulées, mais ne sont pas pleinement exploitées, les ressources étant principalement mobilisées pour l'instrumentation et l'acquisition des données, plutôt que pour leur interprétation. Le besoin d'outils d'analyse efficaces des données d'auscultation a été rappelé lors d'un récent congrès de l'ICOLD (International Commission on Large Dams) [Dibiagio, 2000].

Le comportement mécanique global d'un barrage est en grande partie évalué à partir de l'analyse des mesures de déplacements. Ces mesures sont généralement réalisées au moyen de pendules (fils à plomb) et informent sur le mouvement relatif entre deux points de la structure : l'ancrage du pendule et sa table de lecture. Les déplacements des barrages en béton sont influencés par plusieurs facteurs tels que la charge hydrostatique, les conditions thermiques et les phénomènes irréversibles (fluage, réaction alcali-granulat, tassement, etc.). L'analyse la plus simple de ces mesures consiste à tracer les déplacements enregistrés en fonction du temps et à étudier leurs évolutions. Néanmoins, ce type de graphique est difficile à interpréter du fait de la dispersion importante due aux influences réversibles externes (conditions thermiques et remplissage de la retenue). Généralement, en un an, la partie irréversible du déplacement est inférieure à 1% de sa partie réversible. Par conséquent, les ingénieurs ont généralement recours à des modèles physico-statistiques pour séparer les influences des différents phénomènes explicatifs et ainsi observer les tendances irréversibles.

Le recours à la modélisation statistique est une approche classique en analyse de données. Un modèle statistique est une formulation mathématique des relations existantes entre les facteurs environnementaux (remplissage de la retenue et conditions thermiques) et le comportement du barrage (déplacement). En calibrant ces modèles sur le comportement passé de l'ouvrage, un diagnostic peut être établi sur le comportement récent, dont on attend qu'il reste le même.

Le modèle statistique le plus communément utilisé dans l'ingénierie hydraulique est le modèle HST (Hydrostatique, Saison, Temps) qui a été développé par EDF (Électricité De France) dans les années 1960 ([Ferry et Willm, 1958], [Willm et Beaujoint, 1967], [Lugiez *et al.*, 1970]). Avec cette méthode, les influences réversibles (composantes hydrostatiques et saisonnières) peuvent être estimées et soustraites aux mesures brutes dans le but de faire ressortir le comportement irréversible de l'ouvrage (composante temporelle). Pendant plusieurs décennies, les résultats obtenus ont confirmé la pertinence de cette méthode pour l'interprétation des mesures d'auscultation des barrages en béton ([Post, 1985], [Dibiagio, 2000], [Crépon et Lino, 1999]). Cette méthode est d'ailleurs couramment employée (déclinée sous des formes pouvant légèrement différer) dans de nombreux pays ([Guedes et Coelho, 1985], [Silva Gomes et Silva Matos, 1985], [Carrère *et al.*, 2000], [Chouinard et Roy, 2009], [OFITECO, 2011]).

Par construction, dans le modèle HST, les déplacements d'origine thermique suivent une évolution parfaitement saisonnière. Par conséquent, la performance du modèle n'est pas toujours suffisante, particulièrement lors de périodes prolongées où les températures sont plus élevées ou plus froides que la moyenne saisonnière. Pour la majorité des barrages en béton, les déplacements d'origine thermique sont à l'origine d'une part importante des déplacements totaux enregistrés. Il est donc particulièrement important d'estimer cette composante avec précision lors de l'interprétation des nouvelles mesures ([Léger et Leclerc, 2007], [Bossoney, 1994]). La modélisation de l'effet thermique est constituée de deux problèmes distincts qui apportent chacun leur lot d'incertitudes : elle nécessite d'une part d'estimer le champ thermique dans l'ouvrage

et d'autre part de déterminer le déplacement associé à ce champ de température. Plusieurs approches ont été proposées pour améliorer la modélisation de l'influence thermique en prenant en compte l'évolution réelle de la température.

Des modèles statistiques exploitant explicitement les températures issues de capteurs noyés dans le béton ont été proposés ([Weber, 2001], [Léger et Leclerc, 2007]). En France, un modèle basé sur l'exploitation de la température de l'air plutôt que sur les températures du béton (donnée rarement disponible sur les barrages) a été développé à la suite de la canicule de 2003. Le modèle, appelé HSTT (HST-Thermique), conserve la fonction saisonnière du modèle HST, mais ajoute un terme correctif qui tient compte des variations réelles de la température de l'air [Penot *et al.*, 2005]. Cette méthode améliore de manière significative le modèle HST en réduisant notamment les anomalies induites par des conditions thermiques exceptionnelles.

Néanmoins, le champ thermique dans un barrage en béton repose sur plusieurs modes de transferts de chaleur, à la fois dans le corps du barrage et au niveau de ses interfaces. Les températures aux parements ne sont pas directement connues et l'estimation du champ thermique doit se faire à partir des différentes influences externes (température de l'air et de l'eau, échanges convectifs et radiatifs avec l'environnement alentour, vents, rayonnement solaire, variations du niveau de la retenue, flux géothermique, etc.). Le modèle HSTT ne considérant explicitement que l'effet de la température de l'air, l'état thermique de la structure ne peut pas être correctement estimé et reste une source d'incertitude importante. La dispersion résiduelle du modèle peut donc rester importante dans certains cas (par rapport à la justesse de mesure d'un pendule) et le comportement irréversible difficile à estimer.

Dans ce contexte, les objectifs de cette thèse, financée par EDF-DTG (Électricité De France - Division Technique Générale), sont multiples :

- Mettre en évidence les mécanismes à l'origine des déplacements d'origine thermique.
- Clarifier le cadre théorique et les hypothèses sur lesquelles repose le modèle HSTT.
- Identifier et quantifier l'importance des influences thermiques externes (température de l'air, de l'eau, rayonnement solaire, vent, etc.) responsables des déplacements thermiques. Déterminer, parmi ces influences environnementales, les principales sources de dispersion du modèle HSTT.
- Proposer des améliorations de la modélisation statistique. L'objectif des améliorations n'est pas nécessairement la réduction de la dispersion résiduelle, mais surtout de rendre les modèles plus physiques afin d'avoir confiance dans l'appréciation du comportement irréversible de l'ouvrage et dans l'utilisation pour le dépouillement de nouvelles mesures d'auscultation.

Ce mémoire se décompose alors en cinq chapitres qui résument la démarche mise en place pour atteindre les objectifs sus-cités :

1. Dans la première partie, nous reviendrons sur l'importance de la surveillance du parc Français des barrages en béton dans le contexte du vieillissement de ces ouvrages. Les différents risques, pathologies et processus de vieillissement associés aux barrages en béton seront détaillés. Enfin, nous présenterons l'état de l'art des méthodes d'analyses des données d'auscultation utilisées par l'ingénierie.
2. Dans la deuxième partie, les lois physiques et les hypothèses nécessaires au calcul des déplacements associés à un champ thermique donné seront présentées. Les processus de transfert de chaleur seront décrits et les outils permettant d'estimer le champ thermique d'un ouvrage (ou du moins une approximation suffisamment précise pour permettre l'estimation du déplacement associé) seront analysés.
3. Dans une troisième partie, un environnement virtuel (modélisation thermo-mécanique

par éléments finis) sera développé. Deux modèles aux éléments finis, d'un barrage-poids (modélisation 2D) et d'un barrage-voûte (modélisation 3D) permettront alors de séparer numériquement les influences thermiques externes pour analyser leurs importances respectives vis-à-vis des déplacements. D'autre part, la capacité du modèle HSTT à tenir compte de ces différentes influences sera étudiée.

4. Dans la quatrième partie, deux nouveaux modèles physico-statistiques seront développés pour tenir compte de l'influence de la température de l'eau. Dans un premier temps, uniquement la valeur moyenne sera introduite, puis des profils réalistes seront pris en compte sur la hauteur du barrage. Ces modèles seront analysés sur l'environnement virtuel (modèles aux éléments finis) développé au chapitre 3.
5. Enfin, dans la dernière partie, la performance des modèles sera étudiée sur un cas d'étude réel (le barrage de Puylaurent), en s'appuyant sur des mesures in-situ de température de l'eau.

Chapitre 1

Surveillance et auscultation des barrages en béton

Sommaire

1.1	Introduction	6
1.2	Risques et pathologies des barrages en béton	6
1.2.1	Notion de risques associés aux barrages en béton	6
1.2.2	L'action de l'eau	7
1.2.3	Les processus de vieillissement	8
1.2.3.1	Mécanismes de vieillissement de la fondation	9
1.2.3.2	Mécanismes de vieillissement du corps du barrage	10
1.2.3.3	Mécanismes de vieillissement des éléments de structures	14
1.3	Surveillance et auscultation des ouvrages en exploitation	15
1.3.1	Importance de la surveillance	15
1.3.2	Instrumentation et phénomènes mesurés sur les ouvrages en exploitation	16
1.3.3	Généralités sur l'analyse des données d'auscultation	17
1.3.3.1	Les méthodes déterministes	19
1.3.3.2	Les méthodes statistiques	20
1.4	L'analyse des mesures de déplacements	21
1.4.1	Les modèles de type régression multiple	21
1.4.1.1	Modélisation de l'effet irréversible	22
1.4.1.2	Modélisation de l'effet hydrostatique	23
1.4.1.3	Modélisation de l'effet thermique	26
1.4.1.4	Limites des modèles de régression multiple	32
1.4.2	L'analyse par composantes principales	36
1.4.3	Les réseaux de neurones artificiels	37
1.5	Conclusion	39

1.1 Introduction

Les barrages en béton sont des ouvrages d'une durée de vie extrêmement longue, et qui présentent des enjeux de sûreté très importants. Si les ruptures des grands barrages restent des événements exceptionnels, ils sont susceptibles de générer des pertes considérables. Dans ce chapitre, les différents risques, pathologies et processus de vieillissement associés aux barrages en béton seront détaillés. Le rôle de la surveillance, et particulièrement de l'auscultation, de ces ouvrages vis-à-vis de la sûreté et du suivi du vieillissement sera alors développé. Enfin, nous présenterons l'état de l'art des méthodes d'analyses des données d'auscultation utilisées par l'ingénierie avec un focus particulier sur l'analyse des mesures de déplacement.

1.2 Risques et pathologies des barrages en béton

1.2.1 Notion de risques associés aux barrages en béton

Les barrages sont des ouvrages d'art exceptionnels de par leur taille, leur caractère unique (liés essentiellement aux fondations), la présence d'eau, la complexité des comportements et mécanismes en jeu et l'ampleur des chargements auxquels ils sont soumis. De ce fait, ils font partie des réalisations humaines susceptibles d'induire un potentiel de risques très significatifs. La construction d'ouvrages de retenue impose un risque aux populations, aux biens et à l'environnement naturel et humain. Dans les sciences de l'ingénieur, la notion de risque est souvent définie comme le produit de deux facteurs :

- *L'aléa*. Il peut être naturel (crue, séisme) ou technologique (défaillance) et est caractérisé par sa probabilité d'occurrence.
- *La vulnérabilité*. Elle représente les conséquences (humaines, économiques, environnementales, etc.) engendrées par l'aléa.

Le risque extrême est celui de la rupture de l'ouvrage qui est caractérisé par une probabilité d'occurrence extrêmement faible, mais des conséquences particulièrement désastreuses. À titre d'exemple, la rupture d'un grand barrage comme celui de Tignes impacterait plusieurs dizaines de milliers de vies humaines. En France, la rupture du barrage de Malpasset (fig. 1.1) en 1959, constitue la plus grande catastrophe technologique du 20^{ème} siècle, causant 423 victimes [Duffaut, 2010] [Habib, 2010] [Carrère, 2010]. Pourtant, aujourd'hui, cet ouvrage se classerait seulement à la 45^{ème} place des barrages français en se référant au critère $H^2 V_{stock}^{1/2}$ tenant compte de la hauteur H et du volume V_{stock} stocké [Peyras, 2009]. A l'échelle mondiale, on a recensé entre 1959 et 1987 trente accidents de barrages de grande hauteur (pour quarante mille barrages de plus de 15 m de hauteur recensés à l'époque), ayant fait au total dix-huit mille victimes [Breysse, 2009]. Les grands barrages génèrent donc, de par leurs vulnérabilités, des risques technologiques qui sont parmi les plus importants en génie civil.

Un barrage est exposé à des aléas externes (crues, séismes, glissements de terrain), mais aussi à des aléas internes liés au vieillissement de la structure ou aux dysfonctionnements des organes hydrauliques (vannes, etc.). La rupture totale d'un ouvrage est généralement due à la combinaison de plusieurs de ces facteurs associés à des défaillances humaines (défauts de conception, de surveillance, d'auscultation, d'exploitation).

Contrairement aux aléas internes liés aux processus de vieillissements qui sont des phénomènes lents et récurrents, les aléas externes (ou aléas naturels) sont des phénomènes rares et ponctuels. Dans cette thèse, les méthodes développées ont pour objectifs d'améliorer le suivi du vieillisse-



FIGURE 1.1 – Photographies du barrage de Malpasset avant et après la catastrophe.

ment de la structure. Néanmoins, une brève description des aléas naturels auxquels sont exposés les barrages en béton est donnée dans l'annexe A.

1.2.2 L'action de l'eau

Une des particularités des ouvrages hydrauliques vis-à-vis d'autres ouvrages de génie-civil est leurs interactions avec l'eau. Celle-ci constitue la principale action extérieure agissant sur la structure et sa fondation. Les principaux modes de rupture des barrages en béton sont ainsi liés à l'action de l'eau.

Les ruptures de barrages-poids, dont la stabilité est assurée par leur poids, trouvent majoritairement leur origine dans des mécanismes de cisaillement des fondations ou de l'interface barrage/fondation sous l'effet de la poussée de l'eau. Les discontinuités rocheuses des fondations et l'interface barrage-fondation constituent alors un des points faibles de ce type de barrage.

Par ailleurs, sous l'effet de la gravité, l'eau de la retenue s'infiltre dans le béton ou le rocher de fondation générant ainsi des sous-pressions (pressions interstitielles). Elles constituent un des risques majeurs associés aux barrages-poids. En effet, l'action mécanique des sous-pressions vient s'opposer au poids propre de l'ouvrage, garant de sa stabilité. L'étanchéité de la fondation et du parement amont est donc de première importance de manière à limiter la circulation de l'eau dans le corps du barrage et dans sa fondation.

Un exemple de rupture de barrage-poids imputable au phénomène de sous-pressions est celui du barrage de Bouzey en 1895 (87 morts) [CFBR, 2012]. La rupture a été brusque, mais avait été précédée par l'apparition de fissures et de déformations importantes. L'analyse des causes de la rupture du barrage de Bouzey a considérablement fait progresser la compréhension du mécanisme de création de fissure en pied amont de barrage et de propagation des sous-pressions dans l'ouvrage.

Les sous-pressions sont aussi intervenues dans la ruine du barrage-voûte de Malpasset, cette fois-ci au niveau des discontinuités de la fondation rocheuse. L'accumulation des sous-pressions en fondation et présence d'un plan de faille débouchant à l'aval du barrage a entraîné la rupture du rocher sur lequel était appuyé le barrage.

De manière générale, pour les barrages voûte, les ruptures totales sont très rares et toujours liées à un problème de fondation. Ce type de barrage nécessite un rocher de fondation de très

bonne qualité d'un point de vue mécanique dans la mesure où les efforts de la poussée de l'eau sont reportés sur les flancs de la vallée. Ils possèdent alors une très grande réserve de résistance face à la poussée hydrostatique et peuvent ainsi supporter des déversements très importants tant que la fondation n'est pas menacée par l'érosion.

Un barrage-voûte est conçu pour développer essentiellement des contraintes de compression sous l'effet du chargement hydrostatique, néanmoins, il n'est pas rare de voir sur ce type d'ouvrage (principalement ceux situés dans des vallées larges) l'apparition de contraintes de traction en pied amont de l'ouvrage pouvant conduire à la fissuration [Hoonakker *et al.*, 2012]. La fissure peut se produire dans le béton, dans le rocher ou au contact béton-rocher (fig. 1.2). Ce phénomène est amplifié lorsque le niveau de remplissage est important et lorsque les conditions thermiques sont froides. La fissuration en pied amont génère notamment des sous-pressions importantes sous l'ouvrage.

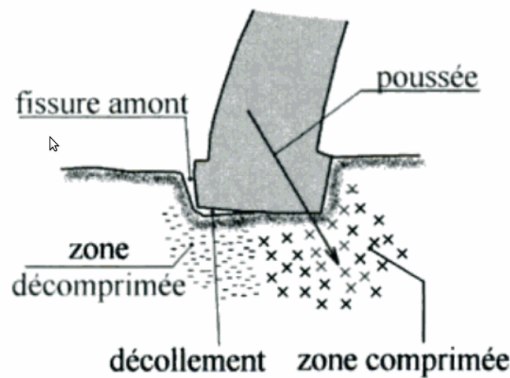


FIGURE 1.2 – Schéma d'une fissure de pied amont d'un barrage-voûte [Le Delliou, 2003].

Depuis le début du 20^{ème} siècle, le phénomène de sous-pressions est bien connu et les barrages sont dimensionnés de manière à en tenir compte. L'étanchéité du parement amont n'est pas pour autant négligée, plusieurs techniques pouvant alors être utilisées (enduit, géomembranes PVC, etc.). De plus, il est classique de forer des drains dans la fondation et dans le corps du barrage, un bon système de drainage permettant alors de limiter les sous-pressions.

Enfin, en s'infiltrant, l'eau participe activement au vieillissement du béton et à sa dégradation. Le matériau se trouve alors à la fois moins étanche et moins résistant mécaniquement avec pour conséquence d'augmenter les sous-pressions et de diminuer la stabilité d'ensemble.

1.2.3 Les processus de vieillissement

Comme beaucoup d'infrastructures de génie civil, le parc français des barrages en béton est vieillissant (fig. 1.3). Le vieillissement général du parc, et les problèmes qui peuvent résulter d'un entretien insuffisant pourraient conduire à une augmentation de la probabilité de défaillance des ouvrages [Breyse, 2009]. Les processus de vieillissement sont multiples et complexes, du fait principalement de l'action de l'eau, mais aussi des autres actions environnementales auxquelles est soumis le barrage durant sa vie (cycles de gel/dégel, rayonnement solaire, etc.). Le vieillissement est défini comme une catégorie de détérioration associée aux altérations, aux cours du temps, des propriétés des matériaux et des structures [ICOLD, 1994].

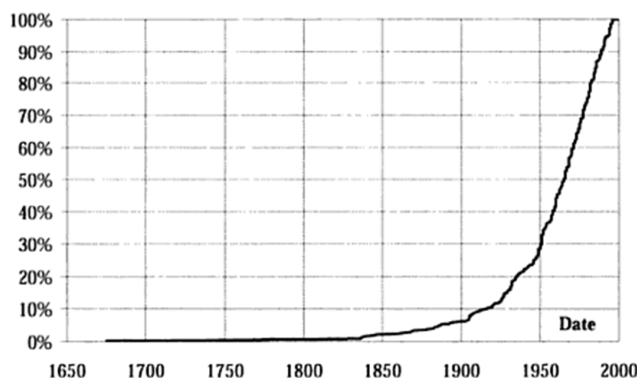


FIGURE 1.3 – Répartition des barrages par année de mise en service (en France) [Le Delliou, 2003].

Le vieillissement peut affecter plusieurs parties de l'ouvrage : la fondation rocheuse, le corps du barrage ou encore les éléments de structure (joints structuraux, revêtement amont, organes précontraints, etc.). Les principaux scénarios de vieillissement (enchaînement de causes et d'effets qui conduisent à la dégradation) pour les barrages en béton sont récapitulés dans le tableau 1.1 [ICOLD, 1994].

Fondation (Massif rocheux) (72 études de cas)	<ul style="list-style-type: none"> – Faiblesse au regard des actions prolongées ou répétées (37) – Érosion et dissolution (11) – Vieillissement des rideaux d'injection et des réseaux de drainage (24)
Corps du barrage (Béton, ou mortier et pierre) (372 études de cas)	<ul style="list-style-type: none"> – Réactions chimiques conduisant à un gonflement (45) – Retrait, fluage ou réaction conduisant à une contraction du matériau (23) – Dégradation due à une réaction entre les composants et le milieu (142) – Faiblesse de la structure vis-à-vis des actions prolongées ou répétées (75) – Faible résistance au gel et dégel (87)
Autres (38 études de cas)	<ul style="list-style-type: none"> – Vieillissement des joints de structure (9) – Vieillissement des revêtements amont (26) – Vieillissement d'organes précontraints (3)
(482) - Total des études de cas de vieillissement repertoriées dans l'Annexe.	

TABLE 1.1 – Principaux scénarios de vieillissement des barrages en béton et en maçonnerie [ICOLD, 1994].

Les différents scénarios de vieillissement présent dans le tableau 1.1 sont détaillés dans les sections suivantes.

1.2.3.1 Mécanismes de vieillissement de la fondation

Faiblesse des fondations au regard d'actions prolongées ou répétées

Les actions mécaniques externes prolongées ou répétées (variations du niveau de la retenue) peuvent participer activement au vieillissement de la fondation. Ces actions entraînent des déformations importantes de la fondation, des mouvements des joints rocheux, ainsi que l'ou-

verture et la propagation de fissure dans le massif rocheux. Ce processus peut être amplifié par la dessiccation des produits de remplissage des discontinuités et du coulis utilisé pour le rideau d'injection. Souvent, les évolutions dans la fondation se manifestent lors de la mise en eau et se stabilisent au bout de quelques années d'exploitation, conduisant à un nouvel état d'équilibre. Néanmoins, il peut arriver qu'une dérive irréversible persiste sur le long terme. Une telle évolution irréversible s'accompagne d'un déplacement d'ensemble de la fondation et d'une augmentation de ses mouvements réversibles. On peut également observer une augmentation des débits de fuites et des sous-pressions. Ce phénomène de vieillissement touche principalement le pied amont des barrages-voûtes où les contraintes importantes peuvent conduire à son décollement ou sa fissuration. Les conséquences possibles de ce mécanisme sont une érosion de la fondation, un affaiblissement, des glissements et des ruptures locales du rocher.

Érosion et dissolution

La percolation de l'eau dans une fondation rocheuse fissurée peut provoquer la dissolution et l'érosion de la masse rocheuse, des matériaux de remplissage des discontinuités rocheuses et des coulis d'injection de traitement du terrain. La dissolution est un processus physico-chimique qui correspond au passage à l'état liquide de constituants solides plongés dans un solvant (ici l'eau). La dissolution est d'autant plus favorable que l'eau des réservoirs est relativement pure et donc peu chargée en minéraux. L'érosion, quant à elle, correspond à l'entraînement des particules fines par les forts gradients hydrauliques. Ces phénomènes génèrent des mouvements dans la fondation et peuvent affecter les propriétés de la fondation (perméabilité, déformabilité, résistance mécanique).

Vieillissement des rideaux d'injection et des réseaux de drainage

Les percolations de l'eau dans la fondation se produisent essentiellement par les discontinuités de la roche. L'objectif des rideaux d'injections et des réseaux de drainage est alors de maîtriser les fuites et les sous-pressions dans la fondation. La dégradation des réseaux de drainage et des rideaux d'injection est principalement liée aux deux mécanismes précédents et peut affecter le fonctionnement de l'ouvrage et sa sûreté. Un des phénomènes couramment observé est le colmatage des drains par des particules transportées par l'eau lors de la percolation (argile, calcite provenant du coulis ou du béton, etc.). Le colmatage des drains est progressif et l'obturation totale d'un drain demande en général plusieurs années. La conséquence du colmatage est l'augmentation des sous-pressions. Ce type de vieillissement peut nécessiter de réaliser des injections supplémentaires ainsi qu'un nettoyage ou un reforage des drains.

1.2.3.2 Mécanismes de vieillissement du corps du barrage

Réactions chimiques conduisant à un gonflement

Les phénomènes de gonflement du béton se retrouvent dans les barrages comme dans d'autres ouvrages de génie-civil. Pour les barrages, ce phénomène est amplifié par la présence d'eau, facteur nécessaire au développement de ces réactions, et peut avoir des conséquences parfois importantes sur la fissuration de ces ouvrages, les contraintes internes et le fonctionnement des organes de sûreté. Parmi les phénomènes provoquant le gonflement du béton, on en distingue deux principaux : l'alcali-réaction et les réactions sulfatiques.

L'alcali-réaction est une réaction chimique entre les ions alcalins contenus dans l'eau interstitielle située dans les pores de la pâte de ciment et les granulats. Elle se produit dans un milieu humide et dépend de la nature du ciment et des granulats utilisés. Elle se manifeste par l'attaque des granulats et la formation d'un gel gonflant dans la masse du béton. À court terme, le remplissage des micro-fissures et des pores du béton provoque généralement une augmentation de la rigidité et de la résistance en compression, mais à plus long terme la réaction peut créer des

dégradations (micro-fissures supplémentaires) et provoquer alors une diminution des propriétés mécaniques. Le gonflement qui résulte de cette réaction n'est pas homogène dans le corps du barrage, la vitesse de gonflement à l'intérieur d'un même ouvrage pouvant être très variable. Cette variabilité peut s'expliquer par le dosage du béton utilisé à la construction (rapport E/C) qui n'est pas toujours homogène sur l'ouvrage, mais surtout par la teneur en eau (moteur de la réaction) qui n'est pas non plus homogène sur l'ouvrage (notamment entre le dessus et le dessous de la surface piézométrique).

Dans le cas d'une attaque du béton par des sulfates, la dégradation est très rapide, car le gonflement est accompagné d'une perte importante des performances mécaniques. L'action des sulfates se caractérise par une cristallisation des sels complexes ou alors par une décomposition des silicates de calcium. On distingue l'attaque sulfatique externe et interne. Dans le cas d'une attaque externe, les sulfates proviennent de l'environnement externe au béton (eau agressive par exemple). La réaction chimique des sulfates avec les constituants de la pâte de ciment conduit à la production d'étringite dont la croissance des aiguilles provoque l'expansion du béton. Cette expansion se traduit par une fissuration et un éclatement superficiel du béton qui facilitent la pénétration des agents agressifs et accélèrent alors le processus de dégradation. Ce type d'attaque est très dépendant des conditions du site et de l'origine des sulfates. Pour la réaction sulfatique interne, l'origine des ions sulfates est interne au béton (ciment, granulats). Cette attaque est liée à la formation d'étringite différée (précipitation d'étringite dissoute lors de la prise du béton si la température excède 65°C). Les ciments Portland étant les plus exothermiques, ils sont particulièrement sensibles à cette pathologie. Lors d'une réaction sulfatique, l'évolution du gonflement peut être beaucoup plus rapide que par l'alcali-réaction.

Le gonflement se détecte souvent par une surrection irréversible de la crête du barrage que l'on peut observer par des mesures planimétriques. Pour un barrage-poids, on peut observer des déplacements vers l'amont en cas de gonflement homogène. Néanmoins, la zone la plus affectée par le gonflement est située à l'amont du barrage, plus humide, générant alors des déplacements irréversibles vers l'aval. Le gonflement entraîne généralement la fermeture des joints de plots et le développement de contraintes de confinement (avec une apparition de contraintes de tractions et de fissures le long des puits de drainage). Pour un barrage-voûte, la surrection de la crête s'accompagne d'un déplacement irréversible vers l'amont. Les contraintes de confinement générées par le gonflement sont plus faibles que pour les barrages-poids. Le gonflement peut provoquer une ouverture des joints verticaux à l'amont dans la zone de clé ainsi que l'apparition de fissures sur le parement aval. Les gonflements différentiels dans l'épaisseur peuvent mener à de la fissuration de parement qui prend alors la forme de faïençage. Il peut également provoquer des dysfonctionnements des organes hydrauliques (coincement des vannes par exemple).

Après détection du phénomène, des investigations sont menées pour déterminer : la nature du processus, le stade et la vitesse d'évolution en fonction des zones de barrage. Des essais de laboratoire sur des carottes de béton peuvent aider à en déterminer l'origine. La présence de gel siliceux est notamment caractéristique de l'alcali-réaction alors que la présence d'étringite est caractéristique d'une réaction sulfatique. Des modèles mathématiques de gonflement permettent ensuite de mieux interpréter les comportements observés.

Afin de limiter les effets du gonflement, des travaux peuvent être entrepris : relaxation des contraintes de confinement par sciage, renforcement de certaines zones. Le barrage du Chambon constitue un exemple particulier de ce type de pathologie (gonflement dû à l'alcali-réaction). Ce barrage atteint des taux de gonflement record qui peuvent atteindre 80 $\mu\text{m}/\text{m}/\text{an}$ environ et de nombreuses opérations de confortement ont été réalisées [Chulliat *et al.*, 2013] [Chulliat

et al., 2012] [Bourdarot, 2001].

Retrait, fluage ou réactions conduisant à une contraction du matériau

Le retrait du béton correspond à une contraction volumique du matériau. C'est une déformation différée qui se produit en l'absence de chargement mécanique. Il croît avec le temps pour tendre, après quelques années, vers une limite qui dépend notamment de la composition du béton, des dosages en ciment et en eau, de l'épaisseur du massif de béton et de l'humidité relative de l'atmosphère environnante. C'est, entre autres, l'existence du retrait qui justifie la création de joints dans les structures. On distingue plusieurs types de retrait pour le béton :

- Le retrait dû à l'auto-dessiccation de la pâte de ciment au cours du phénomène d'hydratation.
- Le retrait thermique dû au retour du béton à la température ambiante par dissipation de la chaleur d'hydratation.
- Le retrait à long terme dû à l'évaporation de l'eau contenue dans le béton durci et à une moindre échelle, à la poursuite de l'hydratation du liant.

Le fluage correspond à la déformation différée d'un élément de structure sur lequel s'exerce une charge constante ou variable de longue durée. Pour un chargement maintenu constant, la déformation croît lentement, à vitesse décroissante. Le comportement du béton sous l'effet du fluage peut être représenté schématiquement par la figure 1.4 [Winter et Nilson, 1979]. Le fluage est un phénomène complexe, constaté, mais encore mal compris. Il serait lié à des effets de migration d'eau dans les pores et les capillaires de la matrice ainsi qu'à un processus de glissement des feuillettes de C-S-H (silicates de calcium hydratés) [Ruetz, 1968] [Ulm et Acker, 1998], lesquels représentent entre 50% et 60% de la pâte de ciment hydraté. Le phénomène de fluage dépend notamment des caractéristiques du béton, de son âge, de l'épaisseur de l'élément, de l'hygrométrie de l'environnement, du temps, et du niveau de chargement mécanique.

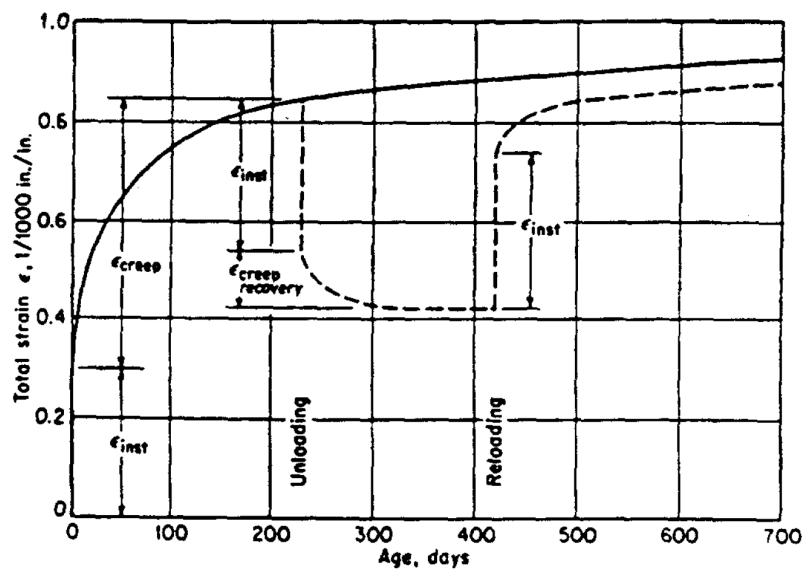


FIGURE 1.4 – Déformation du béton sous une charge constante appliquée pendant 230 jours. Une déformation différée ε_{creep} due au fluage s'ajoute à la déformation élastique instantanée ε_{inst} . Si le chargement était maintenu, la déformation suivrait alors la ligne continue. Lorsque le chargement est arrêté, la déformation suit la ligne pointillée : la déformation élastique instantanée est alors récupérée et une certaine part de la déformation de fluage est également récupérée de manière différée. [Winter et Nilson, 1979].

Ces phénomènes de retrait-fluage se manifestent surtout sur les bétons jeunes et ont plus de conséquences sur les barrages-voûtes que sur les poids, notamment ceux présentant un rapport L_c/H important (où L_c et H sont respectivement la longueur en crête et la hauteur du barrage). Ces ouvrages sont en effet sensibles aux contraintes de traction en pied amont, et les raccourcissements dus au retrait-fluage, en causant un basculement d'ensemble du barrage vers l'aval, vont amplifier ce phénomène.

La contraction du béton provient du retrait, du fluage ou encore de réactions chimiques. Pour les voûtes, la contraction se manifeste par un tassement de la crête et un basculement irréversible des consoles vers l'aval. Cela engendre une décompression du pied amont avec des conséquences importantes sur le comportement mécanique et hydraulique de la fondation. On peut ainsi observer en pied amont une ouverture des joints du rocher, un soulèvement du pied du barrage, ainsi qu'une augmentation des contraintes de compression et de cisaillement en pied aval. L'ouverture des joints et des fissures favorise l'établissement des sous-pressions dans la zone amont de la fondation amplifiant le basculement des consoles vers l'aval. La disparition des tractions en pied amont (par l'ouverture de la fissure) et l'augmentation des sous-pressions génèrent une augmentation de la sollicitation des arcs de crête en compression et donc une reprise du fluage sous l'effet de ces nouvelles contraintes [Fabre *et al.*, 2014]. Ce fluage raccourcit l'arc de crête et facilite ainsi la propagation de la fissuration au contact béton-rocher. Ce processus peut ainsi se poursuivre plusieurs dizaines d'années après la mise en eau.

Les effets combinés du retrait thermique du béton (refroidissement du béton et convergence vers un état thermique inter saisonnier), du retrait dû aux différentes formes de migration de l'eau à travers le béton et du fluage du béton et de la fondation, peuvent conduire à des déplacements importants comme cela a été observé sur les barrages de Vouglans et de Laouzas en particulier [Hoonakker *et al.*, 2012] [Fabre et Huber, 2009] [Bourdarot, 2001] [Le May et Douillet, 1982]. Dans le cas de Laouzas, la combinaison d'une grande largeur (rapport L_c/H supérieur à 4,5) et d'un important fluage a entraîné une propagation de la fissure de pied amont de la voûte au-delà du voile de drainage et une augmentation sensible des débits collectés par les drains.

Dégradation due à une réaction entre les composants et le milieu

Ce mécanisme de vieillissement est lié à l'altération des propriétés (mécaniques et hydrauliques) du béton par des agents externes.

Les eaux pures (faiblement minéralisées) sont typiquement les eaux de fontes de neiges. En s'infiltrant, ces eaux peuvent lessiver les constituants de la pâte de ciment par dissolution chimique. On retrouve ainsi souvent des dépôts de calcite (carbonate de calcium) dans les galeries, sur les parements aval et le long des joints de construction. La capacité de l'eau à dissoudre les composés calciques (chaux, carbonates, silicates, aluminates), dépend essentiellement de la concentration en ions calcium et magnésium, mais aussi d'autres facteurs (vitesse de circulation des eaux, possibilités d'échanges d'ions, présence d'anhydride carbonique). Ce phénomène est facilité par la perméabilité du béton et la présence de fissures, de joints et de reprise de bétonnage. Cette attaque par les eaux pures se caractérise par une perte de matière qui entraîne une perte de résistance du béton, une augmentation des débits de fuites et de drainage ainsi que parfois, des sous-pressions. Le matériau se trouve alors à la fois moins étanche et moins résistant mécaniquement. Ce type de vieillissement a pour conséquence d'augmenter les sous-pressions et de diminuer la stabilité d'ensemble.

Par ailleurs, les variations rapides de température provoquent des contraintes élevées au voisinage des parements des barrages, provoquant une fissuration superficielle du béton. Ce phéno-

mène se produit surtout sur les parties émergées de l'ouvrage. Ce phénomène ne constitue pas directement une menace pour la stabilité de l'ouvrage, mais provoque une augmentation de la perméabilité qui facilite sa dégradation.

Pour limiter ces phénomènes, l'étanchéité du parement amont est primordiale (enduits, gunites, géomembranes en PVC, etc.).

Faiblesse de la structure vis-à-vis des actions prolongées ou répétées

Ce mécanisme de vieillissement correspond aux actions de l'eau et de la température en exploitation normale. L'eau engendre des sollicitations mécaniques importantes (à la fois permanentes et cycliques). La percolation génère en plus des champs de pressions très importants dans le corps de l'ouvrage. Dans les barrages-poids, les sollicitations hydrauliques sont les plus importantes et peuvent conduire à une traction en pied de parement amont qui peut se traduire par l'apparition d'une fissure horizontale ou par l'ouverture des reprises de bétonnage. Le marnage de la retenue aggrave la fissuration. Le même phénomène impacte également les barrages-voûtes, mais la fissuration est moins dangereuse pour ce type d'ouvrage.

Faible résistance au gel-dégel

Dans les climats froids, les ouvrages en béton peuvent être endommagés en raison de leur faible résistance aux cycles de gel-dégel. Les dégâts sont généralement superficiels et se présentent sous forme de fissuration et d'écaillage dans la zone de marnage du parement amont. La vulnérabilité au gel des bétons est conditionnée par le nombre de cycles de gel-dégel et par le degré de saturation du matériau au moment du gel. La résistance au gel du béton dépend des propriétés du béton (perméabilité, teneur en eau, propriétés mécanique et thermique). Lorsque le degré de saturation dépasse une certaine valeur, la pression résultant de la combinaison de la pression de formation de la glace et de la pression hydrostatique de l'eau non gelée entraîne une extension du béton qui peut mener à la fissuration, à l'écaillage puis à la désintégration complète du béton superficiel. Sur le parement amont, les dégâts sont limités généralement à la zone de marnage. En général, la désintégration du béton progresse dans l'épaisseur à une vitesse de 1 à 3 mm par an, mais dans le cas de granulats de mauvaise qualité, cette vitesse peut être beaucoup plus élevée. L'attaque du parement aval est aussi fréquente, car le béton du parement peut être mouillé par de l'eau de percolation ou d'origine atmosphérique. L'action du gel peut être limitée par l'utilisation d'un béton de bonne qualité ou parfois par protection thermique.

1.2.3.3 Mécanismes de vieillissement des éléments de structures

Vieillissement des joints de structure

Les joints de structure permettent certains mouvements des plots afin d'éviter certaines fissurations (retrait thermique lors de la dissipation de la chaleur d'hydratation du ciment). Ces joints sont soit remplis par injection, soit laissés ouverts définitivement et sont équipés d'un système d'étanchéité à l'amont afin d'empêcher l'eau de circuler. Le vieillissement des joints concerne souvent le dispositif d'étanchéité. La dégradation de l'étanchéité du joint permet la pénétration de l'eau et donc augmente la vulnérabilité de la structure aux attaques chimiques. De plus, la formation de joints naturels par retrait thermique peut faciliter la dégradation ultérieure des matériaux au voisinage de la fissure.

Vieillissement des revêtements amonts

Les revêtements amonts sont utilisés pour étancher et protéger le parement amont du barrage. Ils peuvent être de plusieurs types : masques Levy, gunités armées, revêtement en maçonnerie, revêtement métallique. La dégradation classique de ce type d'éléments est un faïençage suivi d'un décollement par plaques sous l'effet des gradients thermiques engendrés par les variations rapides de températures par exemple.

Vieillissement d'organes précontraints

Un exemple d'organe précontraint couramment utilisé pour le renforcement de certains ouvrages est celui des tirants. Ces éléments précontraints sont principalement menacés par la corrosion. Par ailleurs, le fluage du béton et de l'acier des tirants peut conduire à une perte progressive de la précontrainte, qui peut s'accompagner de déformations anormales puis de fissurations.

1.3 Surveillance et auscultation des ouvrages en exploitation

1.3.1 Importance de la surveillance

Le maintien en bon état des grands barrages est primordial pour assurer la sécurité publique. En France, c'est l'État qui impose les règles de surveillance à travers une réglementation particulière [Journal Officiel de la République Française, 2006] [Journal Officiel de la République Française, 2007] [Journal Officiel de la République Française, 2008]. Le concept de sûreté des ouvrages hydrauliques englobe les aspects structurels, hydrauliques, géotechniques et environnementaux et repose sur un programme de surveillance adapté aux risques et consistant avec l'ouvrage. En gestion de risques, la surveillance est définie comme étant un ensemble de moyens mis en œuvre pour suivre le fonctionnement d'un système. Elle permet de s'assurer du bon fonctionnement du système, de repérer des évolutions précoces, de détecter des phénomènes imprévus ou le franchissement de seuils d'alerte prédéfinis [Breyse, 2009]. La surveillance s'appuie sur trois piliers complémentaires :

- *Les examens visuels* (aspect qualitatif de la surveillance). Ils sont d'autant plus fréquents que l'ouvrage présente des enjeux importants, en termes de sûreté, d'environnement et/ou de production. Ces examens permettent de déceler l'apparition de symptômes spécifiques d'un début de désordre.
- *L'auscultation* (aspect quantitatif de la surveillance). Elle recouvre tout ce qui concerne l'instrumentation (dispositifs de mesures), la réalisation, la transmission, le traitement et l'interprétation de mesures.
- *Les essais en laboratoires ou in-situ*. Ils permettent de caractériser les processus de vieillissement et l'état de dégradation de la structure.

La surveillance permet de suivre les aléas naturels (prévision des crues, suivi des mouvements de terrain) ainsi que le vieillissement de l'ouvrage. La détection et la mesure du vieillissement permet alors la maîtrise des risques associés et d'en réduire les probabilités d'occurrence.

Le vieillissement de la fondation rocheuse est contrôlé principalement par le suivi des fuites (débit et nature des eaux, présence de particules solides, analyse chimique, teneur en sels dissous, analyse minéralogique des dépôts) et des sous-pressions. Les mesures sous-pressions et les débits de drainage sont complémentaires : une augmentation des sous-pressions associée à une baisse des débits peut par exemple témoigner d'un colmatage du réseau de drainage. Les mesures de déplacements de la fondation (pendules inversés, distofoir, etc.) peuvent aider à compléter le diagnostic par la détection d'évolutions irréversibles ou de modifications dans le temps du comportement réversible. Des sondages peuvent également être réalisés pour déceler des évolutions

dans les propriétés mécaniques du rocher.

Le gonflement du béton est généralement identifié par des mesures de déplacement (planimétrie, pendules), des mesures extensométriques ainsi que par des inspections visuelles. Les mesures de déplacements sont aussi les mieux adaptées pour détecter le vieillissement de type retrait-fluage, mais les mesures de déformations de la fondation (distofoir), les sous-pressions et les débits de drainage peuvent aussi fournir des indications aidant le diagnostic. Les inspections visuelles, associées à des essais en laboratoire sur des carottes et à une analyse chimique des eaux constituent un bon moyen de détection des processus de vieillissement liés aux attaques chimiques. La fissuration peut être décelée par des inspections visuelles ainsi que par le suivi des débits de fuites. L'inspection visuelle est le moyen de détection le plus courant pour les dégradations dues au cycle de gel-dégel, mais peut être complétée par des essais en laboratoire sur des carottes. Enfin, la progression du vieillissement des joints de structures est suivie par des contrôleurs de joint (vinchons), par la mesure des débits de fuite, et l'inspection visuelle des parements et galeries.

Une des clés de la surveillance repose sur l'auscultation. Les études statistiques montrent qu'il y a une forte corrélation entre les accidents de barrage les plus sérieux et l'absence d'une auscultation performante [Londe, 1990]. En dehors de cas exceptionnels (crue, séisme, etc.), la rupture d'un ouvrage en exploitation est toujours précédée de signes avertisseurs. La plupart du temps, ces signes, qui traduisent la détérioration de l'ouvrage, sont perceptibles des mois, voire des années à l'avance [Fabre, 2014]. Autrement dit, les ruptures résultent généralement de l'évolution plus ou moins rapide d'une dégradation de l'ouvrage [Breyse, 2009]. L'auscultation a alors pour objectif de recueillir les données permettant l'identification précoce d'évolutions plus ou moins rapides d'une ou plusieurs grandeurs physiques qui pourraient être les témoins d'un comportement anormal et/ou précurseur d'un défaut structural susceptible d'engendrer une éventuelle défaillance ou rupture. La régularité de la surveillance est donc primordiale, avec une fréquence adaptée aux vitesses d'évolution possibles.

Le diagnostic sur l'état de l'ouvrage s'appuie alors sur l'interprétation des grandeurs mesurées au moyen de modèles théoriques de comportement. Si des anomalies sont décelées, elles doivent être interprétées et des actions spécifiques peuvent être entreprises : surveillance renforcée, dispositifs complémentaires d'auscultation, reprise des calculs ou de la modélisation, études et travaux de remise en état, abaissement de la cote de la retenue, etc.

1.3.2 Instrumentation et phénomènes mesurés sur les ouvrages en exploitation

Une bonne instrumentation est essentielle pour s'assurer de l'intégrité de l'ouvrage et de son bon comportement. Une grande variété d'instruments est utilisée pour surveiller un ouvrage. L'instrumentation a pour but de réunir des informations suffisantes, en nombre et en qualité, pour détecter les phénomènes évolutifs, témoins du vieillissement de l'ouvrage, et susceptibles de nuire à la sûreté de l'ouvrage. Étant donné qu'il est impossible de suivre en tout point de la structure et de sa fondation, tous les paramètres physiques à tout instant, le dispositif d'auscultation doit être conçu de manière à ne suivre que les grandeurs significatives du comportement en un nombre limité de points et selon des périodicités fixées à l'avance [Le Delliou, 2003]. En raison de la spécificité de chaque ouvrage, les dispositifs d'auscultation sont adaptés au cas par cas. Le choix de l'instrumentation dépend alors de la taille de l'ouvrage et des pertes potentielles économiques et humaines associées à une éventuelle défaillance. Si la vulnérabilité est grande, pour le même niveau de risque, l'aléa doit être réduit, notamment par une auscultation plus complète/sophistiquée.

Un premier principe est de privilégier la qualité des mesures (choix des types de capteurs et de leur localisation) à la quantité. Les appareils de mesure doivent être fiables, précis et capables de fonctionner pendant de nombreuses années dans des conditions difficiles. Les données doivent être représentatives du comportement et interprétables. Ainsi, les mesures de type « globales », c'est-à-dire intégrant des phénomènes à mesurer sur des volumes importants (pendules, fuites), sont souvent préférables aux mesures locales (extensomètres, etc.) [Fabre, 2014] [Amberg, 2009] pour la détection des phénomènes irréversibles. Une fois qu'un phénomène est détecté, elles doivent souvent être complétées par des mesures plus locales afin d'établir un diagnostic pertinent.

La consistance de l'instrumentation évolue au cours de la vie d'un ouvrage. Certains appareils sont installés pour suivre la première mise en eau de l'ouvrage et ne servent plus pendant la durée de service de l'ouvrage, tandis que d'autres sont installés au fur et à mesure que certains défauts deviennent apparents. La fréquence des mesures est adaptée à la vitesse d'évolution connue ou à l'accélération possible des phénomènes.

Les phénomènes généralement mesurés sur les barrages en béton sont :

- Les déplacements
- Les déformations locales
- Les mouvements relatifs des joints de plots
- Les ouvertures de fissures (notamment en pied amont pour les barrages-voûtes)
- Les débits de drainages et débits de fuites
- Les sous-pressions (pressions interstitielles dans la fondation et au contact béton-rocher)

La température du béton est parfois mesurée sur certains ouvrages notamment lors de la construction et au début de la vie de l'ouvrage afin de suivre les réactions exothermiques de prise du béton. D'autres phénomènes peuvent également être suivis (météo et précipitation, activité sismique, qualité de l'eau, etc.). Par ailleurs, toutes les mesures sont associées à une date et un niveau de retenue (elle-même mesurée).

De nos jours, de nombreux ouvrages sont équipés de systèmes d'instrumentations (capteurs + interrogateurs) permettant des mesures automatiques et une télétransmission des données vers les centres d'ingénierie chargés du dépouillement des nouvelles mesures. Les avantages de la télémesure sont nombreux : souplesse des interrogations (les fréquences sont programmables et s'adaptent aux circonstances particulières d'exploitation), qualité des mesures (affranchissement des aléas et des erreurs humaines), rapidité de transmission des données permettant des analyses et des diagnostics plus sûrs et en temps réel. Pour les ouvrages non télémesurés, des campagnes de mesures sont effectuées de manière régulière par les exploitants.

Une description des principaux phénomènes mesurés sur les ouvrages en exploitation et de l'instrumentation associée est donnée dans l'annexe B.

1.3.3 Généralités sur l'analyse des données d'auscultation

L'auscultation produit une grande quantité de données, principalement dans le cas d'une instrumentation automatique, qui doivent être gérées efficacement. Les données d'auscultation sont accumulées, mais leur exploitation est souvent insuffisante [Dibiagio, 2000]. Le nombre de données enregistrées devient alors important, mais leur signification n'est pas toujours pleinement exploitée. Il est pourtant essentiel d'interpréter soigneusement les données d'auscultation mesurées pour comprendre le comportement à long terme d'un barrage et évaluer son vieillissement. L'interprétation permet ainsi de s'assurer que le comportement du barrage est stable sur le long

terme, conforme aux prévisions et d'alerter en cas de situation potentiellement dangereuse.

Les grandeurs mesurées sur les barrages en béton sont influencées par plusieurs facteurs tels que la charge hydrostatique, les conditions thermiques et les phénomènes liés aux vieillissements de la structure et de sa fondation. Les effets de la charge hydrostatique et de la température sont postulés « réversibles » et varient en importance l'un par rapport à l'autre selon les ouvrages, mais sont toujours significatifs. Ils représentent le comportement « normal » de l'ouvrage. Les phénomènes dits « irréversibles » représentent, quant à eux, tous les processus de vieillissement répertoriés dans le paragraphe 1.2.3.

Chaque appareil de mesure fournit une série chronologique de la grandeur mesurée. La valeur, dite « brute », donnée par le capteur intègre à la fois une erreur intrinsèque de mesure (précision du capteur, erreur de lecture, etc.), le fonctionnement normal (réversible) de la structure sous l'effet des sollicitations extérieures (niveau de la retenue, température, etc.), une évolution irréversible connue du barrage (retrait, gonflement, etc.) et une évolution anormale, plus ou moins rapide, et parfois brutale (ouverture de fissures, etc.).

L'interprétation directe des mesures brutes se limite à l'observation de la mesure en fonction du temps (figure 1.5) pour vérifier que les ordres de grandeur sont respectés et que les évolutions entre deux mesures consécutives ne sont pas trop importantes. Ce dépouillement simple permet de détecter les erreurs de mesures et surtout les anomalies importantes, qui nécessitent une analyse plus approfondie. Néanmoins, ce type de graphique est difficile à interpréter du fait de la dispersion importante générée par les influences réversibles externes (conditions thermiques et remplissage de la retenue). Généralement, les fluctuations réversibles du paramètre mesuré masquent largement les phénomènes irréversibles. Sur la figure 1.5, les évolutions saisonnières du phénomène ausculté (déplacement) sont clairement visibles et représentent environ 2/3 de l'amplitude totale mesurée. Sur un tel graphique, il n'est pas possible d'observer une tendance irréversible de l'ouvrage. Généralement, en un an, la partie irréversible du déplacement est inférieure à 1% de sa partie réversible.

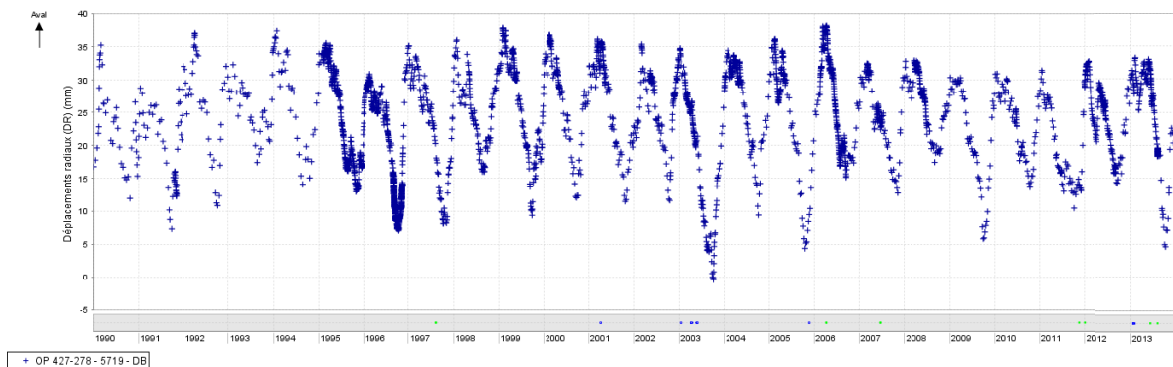


FIGURE 1.5 – Exemple de mesures brutes de déplacements radiaux (en mm) en fonction du temps (en années). Par convention, les évolutions positives indiquent des déplacements vers l'aval.

L'analyse approfondie des mesures a alors pour but d'épurer les valeurs brutes des évolutions réversibles, c'est-à-dire d'exercer la surveillance sur des mesures « corrigées » des influences extérieures. L'estimation des effets réversibles apparaît alors comme essentielle, non seulement parce que la connaissance de ces effets apporte de précieux renseignements sur le comportement de l'ouvrage et sur la compréhension des phénomènes observés, mais aussi afin de pouvoir effectuer

la correction permettant de juger des évolutions irréversibles. Les causes extérieures principales ayant une influence sur les ouvrages étant connues (niveau de remplissage et températures), cela nécessite de disposer de moyens permettant d'en calculer les effets. Une fois, ces effets réversibles déterminés, il est alors facile en les retranchant des valeurs brutes, de reconstituer approximativement ce qu'aurait été le comportement propre du barrage si sa cote de retenue avait été maintenue fixe, et s'il n'avait pas été influencé par des variations saisonnières, c'est-à-dire son évolution irréversible dans le temps, témoin de son vieillissement. Néanmoins, il faut garder à l'esprit que le vieillissement peut se traduire également par une modification dans le temps des influences réversibles.

Pour rendre compte des évolutions réversibles dues aux sollicitations extérieures, deux types de méthodes sont alors utilisés par les ingénieurs dans la pratique : les méthodes statistiques et/ou déterministes. Ces méthodes évoluent avec les connaissances, mais leur but reste le même : la compréhension du comportement et la détection des évolutions irréversibles, signes du vieillissement des structures. Les méthodes utilisées sont basées sur la modélisation des différentes influences et utilisent généralement le principe de superposition. Ce principe consiste à considérer que la mesure brute est la somme des différentes influences. Des coefficients d'influences servent alors à quantifier les effets des différents chargements sur le déplacement. Un modèle est alors une formulation mathématique qui explique au mieux les variations des grandeurs mesurées en fonction des conditions dans lesquelles se trouve l'ouvrage au moment des mesures (côte de retenue, âge de l'ouvrage, température de l'ouvrage). Si les coefficients d'influences sont obtenus par une analyse structurelle, le modèle est dit « déterministe ». Dans le cas où les coefficients sont ajustés statistiquement sur les données passées, le modèle est dit « statistique ». Entre les deux, il existe des modèles dits « hybrides » (par exemple un modèle déterministe calibré sur les résultats d'une analyse statistique). C'est souvent l'utilisation conjointe des deux types de modèles qui permet de réaliser les analyses les plus fines et les diagnostics les plus pertinents.

Une fois les différentes influences calculées, le modèle peut calculer les résidus entre le phénomène mesuré et celui modélisé. La correction du phénomène mesuré par les influences réversibles permet alors de mettre en évidence son comportement irréversible. L'interprétation de l'ensemble des mesures effectuées sur l'ouvrage permet alors d'établir un diagnostic sur l'état de la structure et de sa fondation, ainsi que leur vieillissement et les vitesses des évolutions irréversibles observées.

1.3.3.1 Les méthodes déterministes

Les modèles déterministes sont des modèles numériques qui représentent la structure de l'ouvrage étudié et permettent d'en calculer sa réponse (déplacements, déformations, contraintes, etc.) sous un chargement donné. Ils peuvent prendre en considération, selon les cas, les charges statiques ou dynamiques, la température, la pression interstitielle, etc.. Cette approche nécessite d'avoir des informations sur les chargements, les propriétés des matériaux, et sur les lois de comportement physique. La description interne par variables d'état conduit à des modèles à grand nombre d'inconnues, souvent basés sur la méthode des volumes finis ou des éléments finis. Le modèle de calcul repose alors sur un grand nombre de paramètres qui ne sont connus qu'avec une précision très relative.

L'avantage de ces modèles est qu'ils permettent d'établir un diagnostic sur un ouvrage dès sa construction et son premier remplissage, pendant lesquels on ne dispose d'aucune autre référence. Ils doivent par la suite être progressivement enrichis et ajustés pour représenter au mieux le comportement connu. Ils peuvent alors être utilisés pour modéliser les déformations irréversibles à long terme afin de prédire le comportement de l'ouvrage lors d'événements exceptionnels

(crue extrême, séisme, température extrême, etc.).

L'utilisation de méthodes déterministes pour calculer, a priori, les effets normaux (réversibles) est très fréquente, notamment en Suisse, mais assez peu en France [Le Delliou, 2003].

1.3.3.2 Les méthodes statistiques

Le traitement des données d'auscultation de barrage en béton requiert des modèles statistiques spécifiques destinés à mettre en évidence les différentes influences (poussée hydrostatique, dilatation thermique, vieillissement) impactant les mesures. À l'opposé des modèles déterministes, les modèles statistiques ne contiennent aucune formulation sur la structure de l'ouvrage étudié. Ils sont construits à partir des mesures effectuées pendant une période d'apprentissage, et tentent de traduire au mieux les tendances manifestées au cours de celle-ci. Les modèles sont ainsi basés sur la recherche de corrélations entre les facteurs environnementaux (niveau de la retenue, température, temps) et les réponses de l'ouvrage (déplacements, fuites, sous-pressions). Un historique complet de mesures de qualité (continuité, précision) est alors indispensable et conditionne la qualité du diagnostic. Du fait qu'ils nécessitent pour leur calibration une période préalable d'apprentissage, les modèles statistiques ne sont pas exploitables au tout début de la vie d'un ouvrage. En revanche, ils s'ajustent automatiquement au fil du temps, au fur et à mesure que les mesures s'accumulent. Une bonne corrélation entre les prédictions des modèles statistiques et les mesures implique que le barrage se comporte de la même manière que dans le passé.

Un modèle statistique permet d'établir une relation entre la grandeur mesurée (variable « à expliquer »), caractérisant le comportement de l'ouvrage, et des variables dites « explicatives », représentant son environnement au moment des mesures. Il repose sur des outils statistiques de type régression linéaire multiple, analyse par composante principale, réseaux de neurones, etc.. Par construction, ces modèles prennent en compte de façon implicite la complexité des comportements des ouvrages, mieux que ne peuvent actuellement le faire les modèles déterministes (éléments finis 3D avec lois de comportement complexes par exemple). Plutôt que de les calculer par un modèle théorique, l'approche statistique permet d'obtenir les coefficients d'influences, en moyenne, dès lors qu'on a procédé à un nombre suffisant de mesures, en conditions variées de cotes de retenue et de dates.

Un des problèmes des modèles statistiques est qu'ils ne sont pas toujours fiables en extrapolation, c'est-à-dire lorsque les conditions sont différentes de celles ayant servi à la calibration. Ainsi, contrairement aux modèles déterministes, les modèles statistiques peuvent donner des résultats erronés lors de chargements exceptionnels jamais rencontrés sur la période d'apprentissage.

Les modèles statistiques peuvent alors servir de base pour calibrer des modèles déterministes, qui peuvent ensuite servir en extrapolation [Bourdarot et Robbe, 2012].

1.4 L'analyse des mesures de déplacements

L'analyse et l'interprétation des déplacements sont fondamentales, car ils sont représentatifs du comportement global de l'ouvrage. Chaque évolution anormale du comportement du barrage ou de sa fondation a un effet sur les déplacements [Amberg, 2009]. Pour ces raisons, nous nous restreindrons dans ce travail de thèse à l'étude des déplacements.

1.4.1 Les modèles de type régression multiple

En pratique, les modèles statistiques basés sur la régression linéaire multiple sont de loin les plus utilisés par l'ingénierie pour l'analyse des déplacements. Lors de la conception d'un modèle, il est possible d'inclure différentes influences pour simuler le phénomène désiré. Pour les déplacements, les effets généralement considérés sont l'effet de la poussée hydrostatique et l'effet de la dilatation thermique pour les composantes réversibles ainsi qu'un effet temporel pour la composante irréversible. La formulation générale de ces modèles statistiques est alors la suivante :

$$Y = a_0 + f_{irrev} + f_{hydro} + f_{ther} + \varepsilon \quad (1.1)$$

Où Y représente la mesure que l'on cherche à expliquer, a_0 est une constante représentant la valeur moyenne de la grandeur mesurée au cours de l'analyse, f_{irrev} est la réponse irréversible associée au vieillissement de l'ouvrage (fonction du temps), f_{hydro} est la réponse réversible due à la poussée hydrostatique (fonction du niveau de la retenue), f_{ther} est la réponse de l'ouvrage aux conditions thermiques (fonction de la température) et ε est l'erreur résiduelle. Les trois fonctions sont des fonctions linéaires d'une ou plusieurs fonctions des variables explicatives. L'identification des coefficients de linéarité permettant de caractériser chacune des fonctions est obtenue par minimisation de l'erreur résiduelle (méthode des moindres carrés). La figure 1.6 illustre la séparation des influences réversibles et la correction des données obtenues au moyen d'un modèle statistique de type régression multiple.

Le modèle historique le plus communément utilisé dans l'ingénierie hydraulique est le modèle HST (Hydrostatique, Saison, Temps) qui a été développé par EDF (Électricité De France) dans les années 1960 [Ferry et Willm, 1958] [Willm et Beaujoint, 1967] [Lugiez *et al.*, 1970]. Pendant plusieurs décennies, les résultats obtenus ont confirmé la pertinence de cette méthode pour l'interprétation des mesures d'auscultation des barrages en béton [Post, 1985] [Dibiagio, 2000] [Crépon et Lino, 1999]. Cette méthode est maintenant couramment employée dans de nombreux pays [Guedes et Coelho, 1985] [Silva Gomes et Silva Matos, 1985] [Carrère *et al.*, 2000] [Chouinard et Roy, 2009] [OFITECO, 2011]. Depuis, le modèle a été enrichi et plusieurs fonctions ont été proposées dans la littérature pour la modélisation des trois composantes.

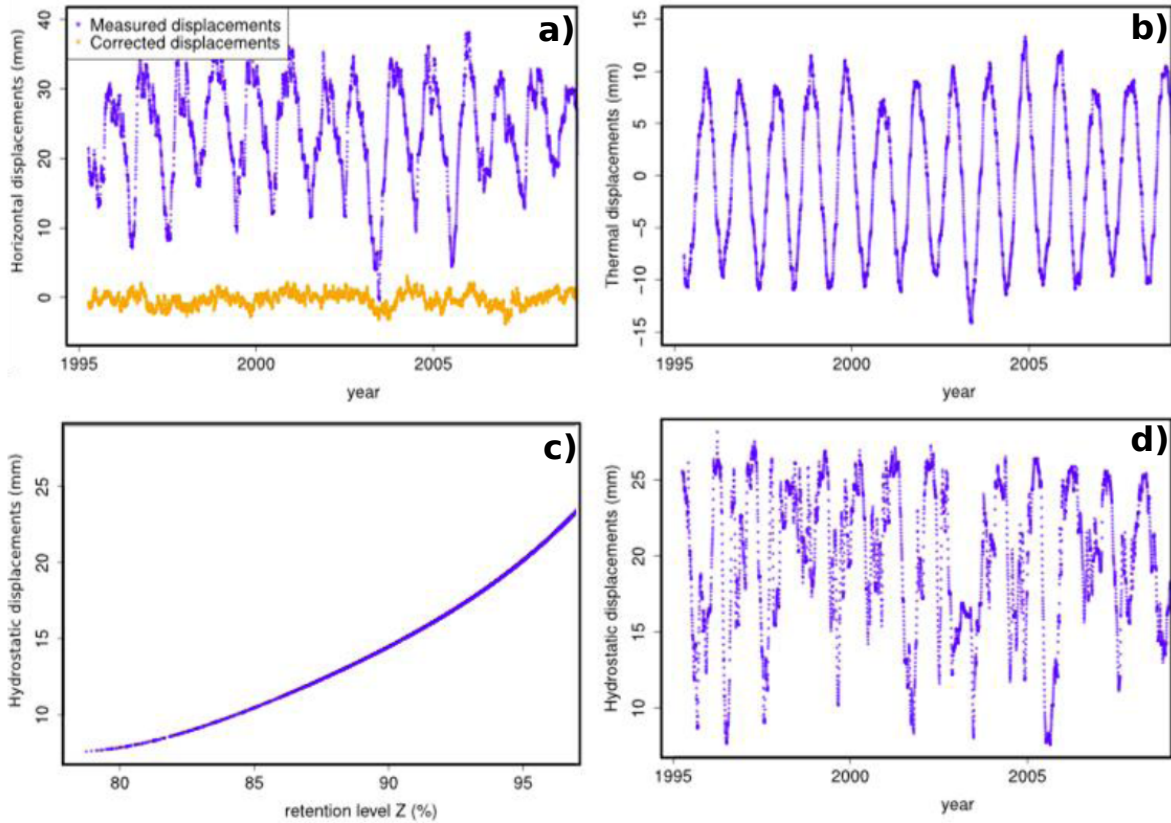


FIGURE 1.6 – Résultats d'un modèle statistique : séparation des influences réversibles et correction des données brutes [Tatin *et al.*, 2012]. **a)** Déplacements bruts mesurés et déplacements corrigés des influences thermiques et hydrostatiques. **b)** Déplacements thermiques au cours du temps. **c)** Déplacements hydrostatiques en fonction du niveau de remplissage. **d)** Déplacements hydrostatiques au cours du temps.

1.4.1.1 Modélisation de l'effet irréversible

La composante irréversible est une fonction du temps qui représente le comportement de l'ouvrage face à son vieillissement. Il faut garder à l'esprit que le vieillissement peut aussi se manifester par une modification au cours du temps des composantes réversibles. Cette modification n'est toutefois observable qu'en comparant plusieurs analyses sur des périodes différentes. En effet, les fonctions réversibles étant définies comme indépendantes du temps, elles ne représentent qu'une « moyenne » au cours de la période d'analyse considérée des effets qu'elles cherchent à décrire.

L'effet irréversible est généralement décrit comme une fonction linéaire du temps t (équation (1.2)). Si le comportement du barrage montre une dérive temporelle, il est conseillé de l'inclure dans le modèle, afin d'éviter une importante source d'erreur qui peut perturber l'analyse des effets réversibles.

$$f_{irrev}(t) = a_1^{irrev} \cdot t \quad (1.2)$$

Au jeune âge, une fonction exponentielle décroissante est généralement ajoutée afin de représenter l'amortissement des phénomènes de type retrait-fluage :

$$f_{irrev}(t) = a_1^{irrev} \cdot t + a_2^{irrev} \cdot e^{-t/\tau} \quad (1.3)$$

Où τ représente un temps caractéristique lié à la vitesse d'amortissement du phénomène (généralement quelques années). La figure 1.7 montre les déplacements radiaux corrigés mesurés sur la console centrale du barrage du Gage. On voit clairement apparaître les phénomènes de retrait-fluage du béton et/ou d'adaptation de la fondation avec un déport sur l'aval très rapide lors des premières années d'exploitation puis un amortissement des phénomènes. Généralement pour le suivi des ouvrages en service depuis de nombreuses années, on choisit une période d'analyse qui commence après la stabilisation de ce type de phénomènes.

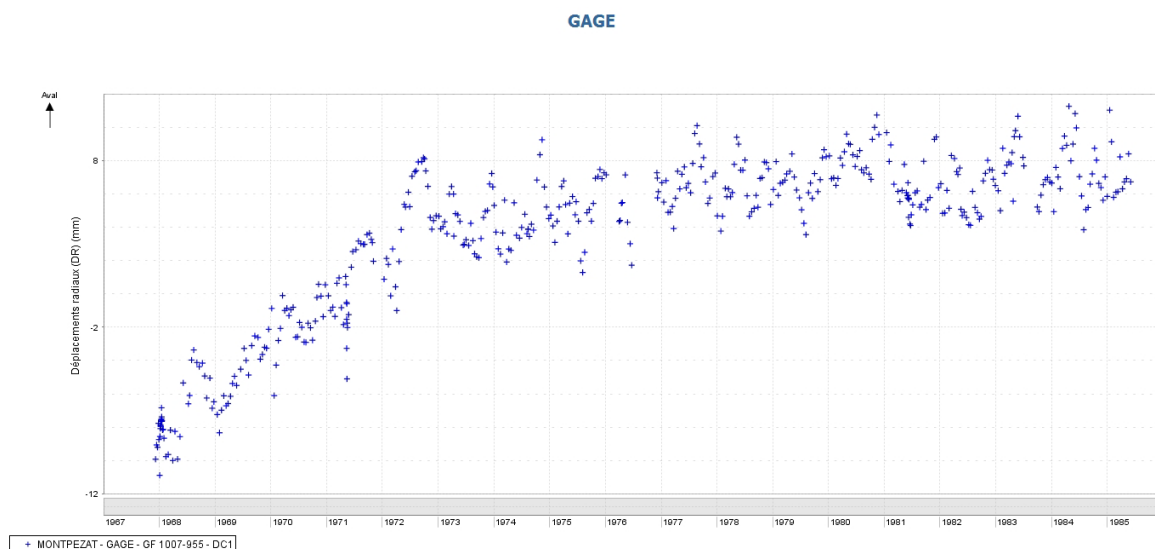


FIGURE 1.7 – Déplacements radiaux corrigés. Barrage du Gage.

Un terme exponentiel positif peut aussi être employé pour modéliser un phénomène dont l'évolution s'accélère. Parfois, on peut trouver aussi des termes polynomiaux du temps, mais il faut se méfier dans ces cas-là de la robustesse de l'analyse statistique.

1.4.1.2 Modélisation de l'effet hydrostatique

L'effet de la cote de retenue sur les déplacements est généralement pris sous la forme d'un polynôme de degré 4 (équation (1.4)). L'expression polynomiale de l'influence de la retenue est historique. Elle est issue de la résistance des matériaux pour analyser des déplacements : l'influence de la pression hydrostatique sur les déplacements amont/aval d'un barrage-voûte [Le Delliou, 2003].

$$f_{hydro}(z) = a_1^{hydro} \cdot z + a_2^{hydro} \cdot z^2 + a_3^{hydro} \cdot z^3 + a_4^{hydro} \cdot z^4 \quad (1.4)$$

Où z est une variable qui décrit le niveau de remplissage du barrage. Pour des raisons numériques, la variable z est généralement normalisée de manière à maintenir un équilibre entre les différents coefficients de l'expression polynomiale (en particulier pour les barrages situés en altitudes où les cotes de retenue élevées à la puissance 4 peuvent prendre des valeurs très importantes). Dans le modèle HST, la variable z est décrite par la relation suivante :

$$z = \frac{RN - R_{reel}}{RN - R_{vide}} \quad (1.5)$$

où RN est le niveau normal de la retenue, R_{vide} est le niveau à vide du réservoir et R_{reel} est le niveau réel du réservoir). Ainsi la variable z représente le « creux relatif » : elle varie linéairement avec le niveau du réservoir, est égale à 0 lorsque le réservoir est plein et est égale à 1 lorsqu'il est vide. Cette description permet de « ramener » les données corrigées à RN (la soustraction de l'influence hydrostatique aux déplacements bruts revient alors à observer des déplacements tels qu'ils seraient si la cote de retenue était toujours égale à la cote normale RN).

L'effet hydrostatique correspond aux déplacements générés par la pression de l'eau à la fois sur le parement amont du barrage, mais aussi sur et dans la fondation rocheuse. Lorsque la retenue est presque vide, le déplacement en crête de l'ouvrage est principalement provoqué par la pression s'exerçant sur la fondation. Ainsi pour les faibles hauteurs d'eau, une augmentation du niveau de la retenue peut se traduire par un déplacement vers l'amont. Très vite, lorsque le niveau devient suffisant, c'est l'effet de la pression de l'eau sur le parement amont de l'ouvrage qui prend le dessus, et l'augmentation du niveau de la retenue se traduit alors par un déplacement vers l'aval.

Dans le cadre de cette thèse, un stage de Master a notamment permis de montrer que, d'un point de vue purement mécanique, pour un barrage-poids rectiligne, un polynôme réduit ($a_1^{hydro} \cdot z + a_3^{hydro} \cdot z^3$) est suffisant pour approcher l'effet hydrostatique [Abdelsalam, 2013], et permet de donner une signification physique aux coefficients d'influence des monômes. Ainsi, le 1^{er} monôme permet de représenter l'effet de la pression sur la fondation et le 3^{ème} celui de l'effet de l'eau sur le parement amont. Néanmoins, dans le cas d'un barrage-voûte, et en présence éventuelle de fissuration en pied amont, les influences sont beaucoup plus complexes et il est donc statistiquement pertinent de considérer les 4 premiers monômes.

Par ailleurs, bien que l'hypothèse d'un comportement élastique soit suffisante dans la plupart des cas, un comportement viscoélastique peut être observé sur certains ouvrages [Lombardi, 2004] [Perner *et al.*, 2001]. La prise en compte du niveau instantané de la retenue sans tenir compte de l'historique de celui-ci est une limite de la modélisation qui a été soulignée lors du congrès de l'ICOLD en 1982 [Dobosz, 1982]. Cet effet probablement lié à la viscosité intrinsèque du béton (fluage) peut également avoir d'autres origines :

- Le séchage du parement amont.
- L'effet retard entre le niveau de la retenue et l'établissement du champ de pression dans le béton et la fondation.
- L'effet retard lié à une modification du champ thermique induite par une variation du niveau de la retenue.

Dans [OFITECO, 2011], ce comportement différé peut être pris en compte à travers une variable $(HC - HCA) \cdot HC^2$ où HC représente le niveau de remplissage et HCA représente ce même niveau le jour précédant. Cette variable permet alors de prendre en compte les vitesses d'évolution du niveau de remplissage. D'autres modèles prenant en compte cet effet viscoélastique ont été proposés [Perner et Oberhuber, 2009] [Lombardi *et al.*, 2008] [Dobosz, 1982]. Dans ces modèles, le déplacement est divisé en une part élastique qui représente le comportement instantané aux variations de la retenue et une part visqueuse qui représente le comportement différé (figure 1.8). L'effet retard est introduit sous forme d'un produit de convolution du niveau de la retenue avec une réponse impulsionnelle de forme exponentielle décroissante (fonction de fluage).

Ce phénomène différé a également été mis en évidence au cours de ce travail de thèse. Une analyse HST a été menée sur le barrage d'Izourt en intégrant en plus de la fonction hydrostatique classique (équation (1.4)), une fonction hydrostatique retardée :

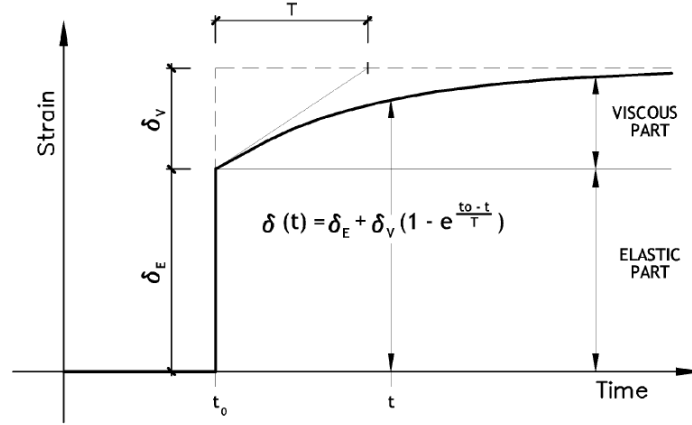


FIGURE 1.8 – Part instantanée et différée de la déformation pour un chargement appliquée instantanément à l’instant t_0 [Lombardi, 2004].

$$f_{hydro,ret}(z_{ret}) = a_1^{hydro} \cdot z_{ret} + a_2^{hydro} \cdot z_{ret}^2 + a_3^{hydro} \cdot z_{ret}^3 + a_4^{hydro} \cdot z_{ret}^4 \quad (1.6)$$

Où z_{ret} représente le signal de cote de retenue retardée. Le signal de cote de retenue est retardé en utilisant la formulation de récurrence :

$$z_{ret,i} = z_i \cdot (1 - e^{-1/T_0}) + z_{ret,i-1} \cdot e^{-1/T_0} \quad (1.7)$$

Ce modèle, appelé H_rST, est optimum pour un temps retard $T_0 = 5$ jours. La figure 1.9 représente l’effet hydrostatique obtenue par la régression avec l’effet retard. On remarque alors que pour une cote de retenue donnée, on peut avoir des déplacements hydrostatiques différents qui dépendent de l’historique de cote de retenue. Cet effet retard semble avoir plus d’influence pour les cotes de retenue basses (les variations du niveau de la retenue sont généralement plus rapides). Les points sont alors classés en cinq catégories en fonction de la valeur de $z - z_{ret}$:

- montée lente du niveau d’eau : $0,5 \text{ m} < z - z_{ret} < 2 \text{ m}$
- montée rapide du niveau d’eau : $z - z_{ret} > 2 \text{ m}$
- descente lente du niveau d’eau : $-2 \text{ m} < z - z_{ret} < -0,5 \text{ m}$
- descente rapide du niveau d’eau : $z - z_{ret} < -2 \text{ m}$
- niveau d’eau quasiment constant $-0,5 \text{ m} < z - z_{ret} < 0,5 \text{ m}$

Une valeur de $z - z_{ret}$ proche de 0 indique un niveau d’eau qui varie peu ou un passage par un maximum. Une valeur positive indique une montée du niveau tandis qu’une valeur négative indique une descente du niveau. Lors d’une descente rapide du niveau de la retenue, on observe un déplacement instantané assez fort vers l’amont puis si le niveau d’eau se stabilise, le barrage va revenir progressivement vers l’aval. Ce phénomène ne peut donc pas être lié au séchage du béton, à la diffusion des pressions interstitielles, ou au fluage du béton, auxquelles cas, on observerait après stabilisation du niveau de la retenue une poursuite du déplacement vers l’amont avant stabilisation du déplacement. Il se peut alors que l’effet retard soit plutôt lié à la thermique (après la descente du niveau de la retenue, on peut avoir suivant la période de l’année un réchauffement progressif du parement amont qui va entraîner alors un déplacement vers l’aval). Cet effet thermique lié aux variations de la cote retenue n’est généralement pas pris en compte dans la modélisation de l’effet thermique (voir section 1.4.1.3). Dans les chapitres suivants, l’influence de cet effet sur la dispersion résiduelle des modèles statistiques sera analysée (chapitre 3) et celui-ci sera introduit dans la modélisation (chapitre 4).

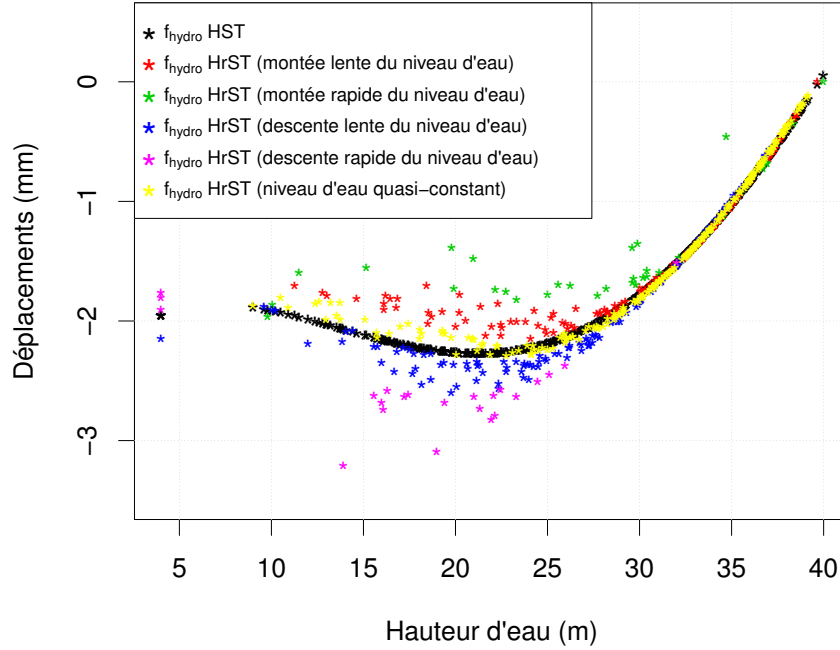


FIGURE 1.9 – Fonction hydrostatique avec effet retard.

En dehors de l'effet visco-élastique qui n'est pas encore bien appréhendé, l'influence hydrostatique est plutôt bien maîtrisée. On se focalisera donc dans la suite de ce travail sur l'effet thermique, qui est la principale source d'incertitude des modèles.

1.4.1.3 Modélisation de l'effet thermique

L'effet thermique correspond aux déplacements du barrage générés par la dilatation du béton (et de façon moindre de la fondation). Pour la majorité des barrages en béton, les déplacements d'origine thermique sont à l'origine d'une part importante des déplacements totaux enregistrés. Il est donc particulièrement important d'estimer cette composante avec précision lors de l'interprétation des nouvelles mesures [Léger et Leclerc, 2007] [Bossoney, 1994]. Il est ainsi recommandé d'optimiser la modélisation de l'effet thermique avant de chercher d'autres causes pouvant influencer les déplacements, tels que les non-linéarités de la structure (ouverture de fissure en pied amont par exemple) ou encore la viscosité, les sous-pressions, etc. [Amberg, 2009]. Il convient tout de même d'avoir à l'esprit que les non-linéarités peuvent être directement liées à cet effet thermique (ouverture de fissure par exemple).

Cet effet est particulièrement difficile à modéliser, car il dépend du champ thermique régnant dans l'ensemble de la structure. Étant donné que la température ne peut être mesurée en tout point de l'ouvrage, certaines hypothèses sont nécessaires pour tenir compte de cet effet. La partie thermique est donc généralement la source d'incertitudes la plus importante.

Modèle saisonnier : HST (Hydrostatique, Saison, Temps)

Compte tenu de la forte inertie thermique des barrages, le modèle HST propose de prendre en compte l'effet moyen de la température sous la forme d'une fonction saisonnière. Ces effets saisonniers correspondent à l'influence des variations de température au cours d'une année sur les déplacements mesurés. De cette manière, le modèle n'a pas à se préoccuper du champ thermique régnant dans l'ouvrage, mais s'intéresse uniquement à la forme de l'évolution temporelle des déplacements engendrés par ce champ.

La fonction saisonnière du modèle HST, rend compte des variations saisonnières de la mesure en étant définie par les deux premiers termes du développement en série de Fourier d'une fonction périodique de période égale à 1 an. Prendre en compte le deuxième terme de la série de Fourier permet généralement d'améliorer l'analyse statistique lorsque des phénomènes thermiques sont périodiques sans être purement harmoniques (par exemple la température de l'eau ou le rayonnement solaire (voir section 2.3.2)). Cet effet thermique est donc modélisé par des termes en sinus et cosinus d'une variable S représentant la saison :

$$f_{ther}(S) = a_1^{ther} \cdot \cos(S) + a_2^{ther} \cdot \sin(S) + a_3^{ther} \cdot \cos(2 \cdot S) + a_4^{ther} \cdot \sin(2 \cdot S) \quad (1.8)$$

où la saison S est un angle qui varie entre 0 radian le 1^{er} janvier de l'année en cours et 2π radians le 1^{er} janvier de l'année suivante :

$$S = 2 \cdot \pi \cdot \frac{J}{365,25} \quad (1.9)$$

avec J le numéro du jour de l'année.

Le principal avantage du modèle HST est qu'il ne nécessite aucune mesure de température. Par construction, les déplacements d'origine thermique suivent une évolution parfaitement saisonnière. Cette approximation génère une dispersion résiduelle, mais celle-ci reste relativement faible comparée à l'amplitude de la composante saisonnière du déplacement. Néanmoins, la performance du modèle n'est pas toujours suffisante, particulièrement lors de périodes prolongées où les températures sont plus élevées ou plus basses que la moyenne saisonnière. Par ailleurs, le modèle ne permet pas de prendre en compte une dérive de la température moyenne sur plusieurs années (due au réchauffement climatique par exemple). Par conséquent, si une telle dérive existe, elle risque d'être interprétée comme un effet irréversible.

Pour améliorer la modélisation de l'influence thermique, il apparaît alors nécessaire de tenir compte de l'évolution réelle de la température. L'utilisation des températures mesurées permet de mieux prendre en compte l'état thermique de la structure et donc d'évaluer plus précisément les déplacements d'origine thermique. Plusieurs approches ont alors été proposées.

Modèles utilisant des mesures de température du béton

Certains grands barrages sont équipés de capteurs de température noyés dans le béton au moment de leur construction. Ces mesures, souvent utilisées pour suivre les réactions exothermiques de prise du béton, pendant la construction et au début de la vie de l'ouvrage, peuvent également être utilisées par la suite pour étudier le comportement du barrage en exploitation, bien que n'étant pas toujours positionnées de manière optimale pour cela.

Dans les modèles statistiques, les températures mesurées dans le béton peuvent être reliées directement aux déplacements sans procéder à une reconstruction préalable du champ de température continu dans la structure [Weber, 2001] [Léger et Leclerc, 2007]. Utiliser directement la température du béton comme variable explicative pour les modèles permet d'éviter les incertitudes sur les processus de transfert de chaleur, particulièrement au niveau des interfaces. Néanmoins, les capteurs de température fournissent des informations locales qui ne sont pas totalement représentatives de l'état thermique global de la structure. La formulation générale de ce type de modèle, appelé HT_dT (hydrostatic, direct temperature, time), est la suivante :

$$f_{ther}(T_i) = \sum_{i=1}^{n_T} a_i^{ther} \cdot T_i \quad (1.10)$$

Où n_T est le nombre de capteurs de température utilisés, et T_i est la mesure de température donnée par le capteur i . Il est intéressant d'utiliser des mesures sur plusieurs sections à différentes élévations à la fois proche des parements et au milieu de la section afin de capter autant que possible les différentes influences. Un tel modèle peut donner un bon résultat en terme de corrélation statistique, mais n'a pas forcément de cohérence physique. Un capteur situé près de la fondation peut très bien se retrouver très corrélé au déplacement, mais n'avoir en réalité qu'un effet négligeable sur les déplacements mesurés. Si pour une raison quelconque la température proche de la fondation change, le modèle va alors prédire un déplacement important, alors que le déplacement réel n'aura pas évolué dans les mêmes proportions. Le modèle sera très bon sur la période d'apprentissage, mais pourra se révéler incapable de prédire le comportement ultérieur.

Afin de mieux tenir compte des différentes contributions du champ de température, il faut être capable de reconstruire ce dernier à partir des informations discrètes de température fournies par les capteurs en place, puis dans un second temps, de calculer les déplacements à partir de ce champ thermique. Le champ de température est alors approché par sa forme unidimensionnelle dans le sens amont-aval selon plusieurs sections horizontales à travers l'épaisseur du barrage. De plus, le champ de température unidimensionnel sur une section est lui-même approché par une droite équivalente, laquelle est considérée comme suffisante pour estimer le déplacement global [Stucky et Derron, 1957] [Bossoney, 1994] [Weber *et al.*, 2010] [Amberg, 2009]. Ainsi, le champ de température le long d'une section 1D peut-être représenté par sa moyenne et son gradient. L'estimation de la température moyenne et du gradient de température dans l'épaisseur le long de plusieurs sections horizontales, permet alors de remonter aux déplacements via un modèle, appelé HTT (Hydrostatic, Temperature, Time), dont la formulation est donnée par l'équation (1.11) [Léger et Leclerc, 2007].

$$f_{ther}(T_{M,i}, T_{G,i}) = \sum_{i=1}^{n_{sec}} \left(a_{M,i}^{ther} \cdot T_{M,i} + a_{G,i}^{ther} \cdot T_{G,i} \right) \quad (1.11)$$

Où n_{sec} est le nombre de sections considérées sur lesquelles le champ thermique $T(x)$ est estimé à partir de mesures de capteurs situés sur la section, $a_{M,i}^{ther}$ et $a_{G,i}^{ther}$ sont respectivement les coefficients d'influences correspondant à la température moyenne $T_{M,i}$ et au gradient de température $T_{G,i}$ dans la section i . De même que pour les modèles de type HT_dT, les sections doivent être choisies de manière à tenir compte de toutes les influences thermiques. En pratique, les sections choisies sont celles qui contiennent des capteurs de température.

Pour calculer le champ thermique linéarisé dans une section à partir des données issues des capteurs situés sur la section, il faut procéder à l'interpolation des points de mesures existants [Lombardi *et al.*, 2008] et à l'extrapolation des températures internes vers les parements. Néanmoins, cette extrapolation ne doit être menée que sur une distance limitée, car les capteurs perdent d'autant plus d'informations qu'ils sont éloignés des parements (les hautes fréquences des sollicitations extérieures n'affectent pas le champ thermique en profondeur, mais peuvent affecter le déplacement). Par exemple, les variations journalières de la température de l'air vont avoir une influence que sur les 50 premiers centimètres du champ thermique (voir section 3.2.1). Si le capteur est placé à plus de 50 centimètres du parement, il ne verra donc pas ces influences journalières.

Si on dispose de points de mesures suffisamment rapprochés, l'interpolation des mesures est directe (moyenne pondérée des mesures existantes). Dans le cas où les points de mesures sont espacés, l'obtention du champ thermique consiste à résoudre un problème de conduction thermique unidimensionnel (problème direct pour l'interpolation et problème inverse pour l'extra-

polution). La résolution peut-être obtenue par la méthode des éléments finis ou des différences finis [Amberg, 2009] ou encore par des algorithmes basés sur les transformés de Laplace ou de Fourier [Lombardi *et al.*, 2008] [Obernhuber et Perner, 2005] [Weber *et al.*, 2010] [Léger et Leclerc, 2007]. Généralement, le problème inverse de conduction thermique est employé en premier lieu afin de remonter aux températures des parements à partir de capteurs situés dans la structure puis le problème direct est utilisé pour reconstituer le champ de température à partir des températures aux parements. Les modèles de type HTT sont qualifiés d'« hybrides » dans la mesure où le calcul du champ thermique repose sur un calcul structural déterministe, mais que le passage du champ de température aux déplacements repose sur une analyse statistique.

D'autres méthodes permettent de déterminer l'effet thermique à partir des températures du béton de manière purement déterministe. Ces méthodes reposent sur la détermination des effets associés à des cas de charges unitaires. Les chargements thermiques unitaires indépendants sont introduits dans un calcul structural qui donne en sortie le déplacement associé. La superposition des chargements unitaires avec différents coefficients reproduit le champ de température réel, ou du moins la part de ce champ qui contribue aux déplacements (c'est-à-dire le champ linéarisé). Cette méthode est notamment employée en Autriche [Obernhuber et Perner, 2005] [Weber *et al.*, 2010] [Perner *et al.*, 2001]. Elle fournit généralement des résultats moins performants (en terme de résidus) que l'analyse statistique (équation (1.11)), mais repose sur de vraies lois physiques pour le passage du champ de température aux déplacements.

Quelle que soit la méthode utilisée, la précision de la reconstruction du champ thermique linéarisé dépend fortement de la position des capteurs. Des points de mesures bien distribués dans la structure peuvent alors permettre de calculer un champ de température représentatif. La conséquence d'un mauvais placement des capteurs est une mauvaise détermination du chargement thermique et par conséquent une imprécision dans l'estimation des déplacements. La difficulté réside dans la nécessité d'utiliser plusieurs points de mesure de manière à reconstruire correctement le champ thermique (plusieurs sections et plusieurs capteurs par section). En effet, la température de l'eau dépend de la profondeur, le rayonnement solaire n'est pas homogène sur la surface impactée (effet d'ombre, orientation des surfaces) et proche des fondations la mesure est influencée par les transferts conductifs dans le rocher. Il est alors intéressant de partir de mesures proches des parements, car d'une part, on évite le problème inverse et d'autre part ces mesures intègrent directement toutes les influences externes (variation du niveau de la retenue, rayonnement solaire, vents, etc.).

Modèles utilisant la température de l'air

Les mesures proches des parements sont le résultat des échanges thermiques aux interfaces (convection, rayonnement). Partir des conditions extérieures (température de l'air et de l'eau, flux convectifs et radiatifs) constitue alors une source d'erreur supplémentaire dans la mesure où les échanges thermiques au niveau des interfaces doivent être calculés.

Néanmoins, la température du béton n'étant pas mesurée sur la plupart des ouvrages, partir des températures extérieures pour reconstruire la distribution interne de température peut déjà apporter une amélioration significative en comparaison au modèle classique HST, qui ne nécessite pas de mesure de température. Considérer les températures externes nécessite de procéder à un calcul préalable de manière à prendre en compte l'inertie thermique du béton [Dobosz, 1982].

Ainsi, un modèle basé sur l'exploitation de la température de l'air a été développé chez EDF après la canicule de 2003. Le modèle, appelé HSTT (HST-Thermique) conserve la fonction saisonnière du modèle HST, mais ajoute un terme correctif qui tient compte de l'écart retardé de

la température de l'air à sa moyenne saisonnière [Penot *et al.*, 2005] [Penot *et al.*, 2009]. Cette méthode permet de réduire de manière significative la dispersion résiduelle du modèle HST et réduit ainsi les anomalies induites par des conditions thermiques exceptionnelles.

Dans le modèle HSTT, l'effet thermique est donc séparé en deux composantes (équation (1.12)) :

- *Une composante saisonnière* qui représente le déplacement thermique induit par les évolutions saisonnières du champ thermique (la partie saisonnière de la température moyenne et du gradient de température génère des déplacements saisonniers). La fonction saisonnière du modèle est donc la même que pour le modèle HST (équation (1.8)).
- *Un terme correctif* qui tient compte de la réponse retardée de l'ouvrage aux variations journalières de la température de l'air. La température de l'air n'est pas directement corrélée aux déplacements d'origines thermiques. De par son inertie thermique, le barrage réagit à la sollicitation avec un certain retard et filtre les variations trop rapides. Le terme correctif tient alors compte de ce retard et de ce filtrage.

$$\begin{aligned} f_{ther}(S, \Delta\theta_R) = & a_1^{ther} \cdot \cos(S) + a_2^{ther} \cdot \sin(S) \\ & + a_3^{ther} \cdot \cos(2 \cdot S) + a_4^{ther} \cdot \sin(2 \cdot S) \\ & + a_5^{ther} \cdot \Delta\theta_R \end{aligned} \quad (1.12)$$

En comparaison au modèle HST, l'ajout du terme correctif $\Delta\theta_R$ permet de mieux expliquer les déplacements mesurés pendant des événements climatiques anormaux, à la condition de disposer de mesures de la température de l'air pour alimenter le modèle. Le signal de température de l'air T_{air} est considéré comme la superposition de deux signaux :

- La température saisonnière de l'air θ_S .
- Les écarts $\Delta\theta$ de la température de l'air à sa moyenne saisonnière.

Les déplacements thermiques générés par la moyenne saisonnière de la température de l'air θ_S suivent une évolution saisonnière et se retrouvent alors dans la fonction saisonnière du modèle (qui intègre par ailleurs les déplacements saisonniers générés par les autres influences thermiques tels que la température de l'eau ou le rayonnement solaire). Les déplacements thermiques induits par les écarts $\Delta\theta$ de la température de l'air à sa moyenne saisonnière sont, quant à eux, modélisés par le terme correctif $\Delta\theta_R$.

La variable $\Delta\theta_R$ est une variable retardée des écarts $\Delta\theta$. Elle est calculée par la résolution d'un problème de conduction thermique unidimensionnel : $\Delta\theta_R$ représente la température moyenne d'un milieu unidimensionnel soumis à la température $\Delta\theta$ sur ces deux extrémités. On peut alors remarquer que le modèle HSTT ne considère pas explicitement l'effet du gradient thermique bien que la partie saisonnière de celui-ci soit reprise par la fonction saisonnière du modèle. L'avantage d'utiliser un terme correctif plutôt que de travailler sur la température moyenne directement est que l'on conserve la fonction saisonnière qui à un fort caractère explicatif. Le modèle HSTT peut être qualifié de modèle hybride, car l'estimation du terme correctif repose sur un calcul déterministe.

La figure 1.10a compare des effets thermiques modélisés par les modèles HST et HSTT. On peut voir que le modèle HST explique la grande majorité du déplacement thermique. Le modèle HSTT permet ensuite d'affiner la modélisation. Sur la figure 1.10b, on observe une série chronologique de déplacements (mesure brute). Les données corrigées par les modèles HST et HSTT sont données par les figures 1.10c et 1.10d respectivement. On remarque alors que le modèle HSTT permet de réduire significativement le résidu du modèle HST à chaque instant

et particulièrement lors de la canicule de 2003, laquelle, mal corrigée par le modèle HST, est maintenant correctement modélisée par le modèle HSTT.

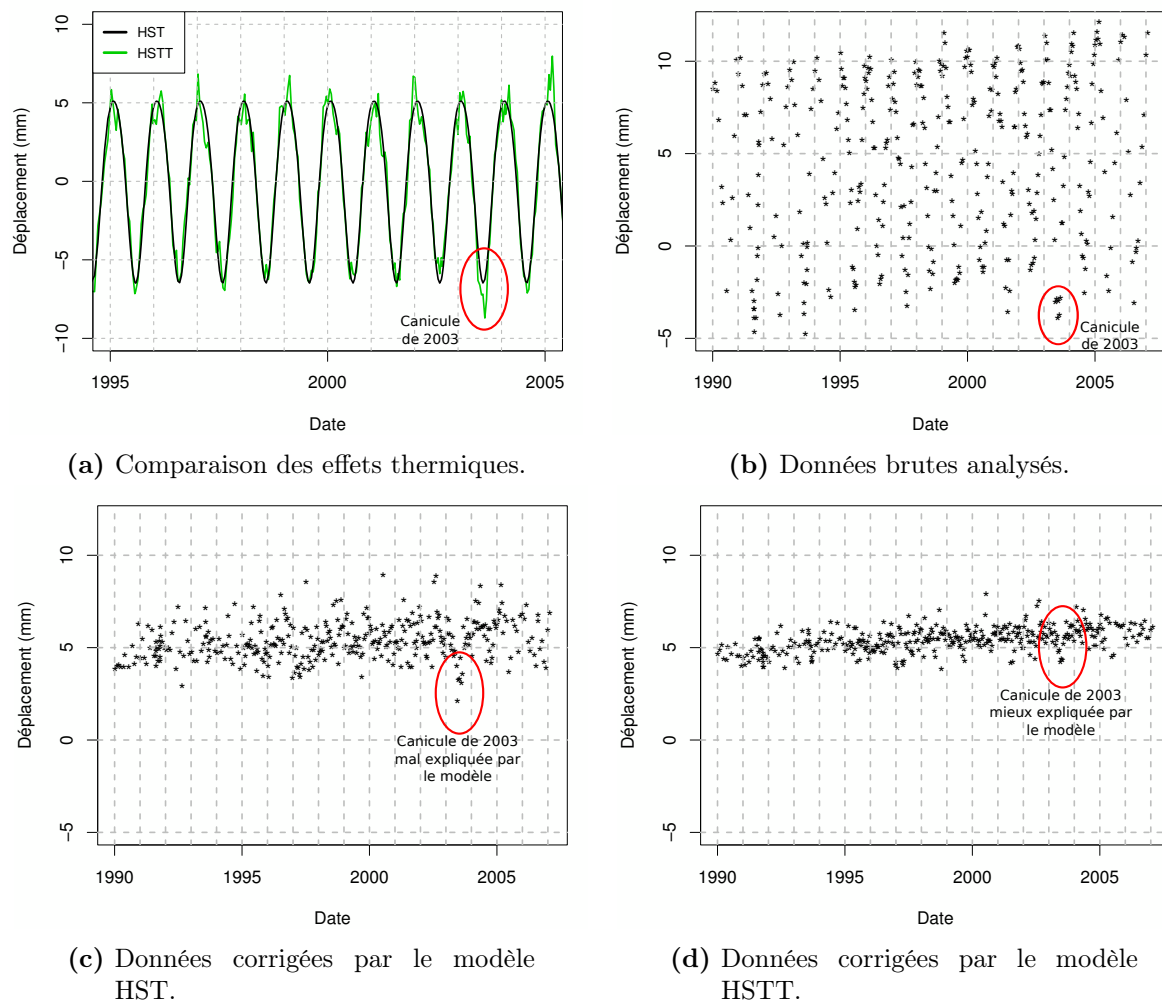


FIGURE 1.10 – Comparaison des modèles HST et HSTT.

D'autres modèles ont été expérimentés à partir des mesures de température de l'air [Hulea *et al.*, 2000] : prise en compte directe de la température de l'air ou encore intégration de la température de l'air dans des fonctions sinus et cosinus. Le temps retard et le filtrage des hautes fréquences entre la température de l'air et le déplacement induit peut également être pris en compte en introduisant la température moyenne de l'air sur des périodes de plusieurs jours [Gong *et al.*, 2011] [Dobosz, 1982] : par exemple une variable explicative peut représenter la température moyenne sur les 10 jours précédents la mesure, une autre sur la période allant de 10 jours avant la mesure jusqu'à 30 jours avant la mesure, etc.. Néanmoins, ces modèles, même s'ils permettent une réduction de la dispersion résiduelle par rapport au modèle HST, ne sont pas fondés sur de réelles lois physiques comme l'est le modèle HSTT.

Dans la suite de ce travail, nous repartirons donc du modèle HSTT, nous identifierons ses limites (chapitres 3 et 4) et nous proposerons des améliorations pour tenir compte notamment de l'effet de la température de l'eau (chapitres 4 et 5).

1.4.1.4 Limites des modèles de régression multiple

Le modèle HST et tous les modèles dérivés sont performants pour analyser les données d'auscultation et en particulier les mesures de déplacements. Le calage statistique permet de décrire de manière précise les évolutions présentes dans les mesures. Néanmoins, ces modèles présentent du fait de leurs caractères statistiques un certain nombre de limites. Les paramètres calés statistiquement n'ont ainsi pas toujours de sens physique [Bonelli, 2004].

Multi-colinéarité

Une des premières limites des modèles de régression multiple est la multi-colinéarité. Souvent certaines variables explicatives sont redondantes et emmènent le même type d'information : elles se gênent mutuellement dans la régression [Rakotomalala, 2011]. Le problème de colinéarité survient lorsque deux variables explicatives ont une corrélation linéaire importante, ou par extension, lorsqu'une des variables explicatives est fortement corrélée à une combinaison linéaire des autres variables. Dans le cas d'une multi-colinéarité entre les variables explicatives, les valeurs/signes des coefficients peuvent être contradictoires et incompatibles avec les connaissances physiques. Par ailleurs, les résultats deviennent très instables, l'adjonction ou la suppression de quelques observations modifie du tout au tout les valeurs et signes des coefficients. Le caractère prédictif du modèle devient alors nul, mais le caractère explicatif reste convenable sur la période d'analyse.

Pour l'analyse des mesures de déplacements des barrages en béton, le problème de multi-colinéarité peut apparaître entre les variables thermiques (températures mesurées ou fonction saisonnière) et le niveau de la retenue. En effet, ce dernier peut suivre des évolutions cycliques dues aux conditions d'exploitation du réservoir et ainsi se retrouver corrélé aux évolutions thermiques. Dans ce cas, l'analyse statistique et son interprétation deviennent délicates dans la mesure où les deux effets (hydrostatique et thermiques) ne sont pas bien séparés. L'analyse de chacun des deux effets pris séparément peut alors être faussée, mais les données corrigées sont correctes dans la mesure où ces données sont corrigées par les deux effets simultanément.

La figure 1.11 montre un exemple de mauvaise séparation des influences thermique et hydrostatique. Un calcul aux éléments finis 2D a permis de générer une série de déplacements heuristiques prenant en compte à la fois les influences thermique et hydrostatique. D'un point de vue thermique, la température de l'air et de l'eau et les variations de la retenue sont intégrées au modèle à partir de données réelles pour cet ouvrage (voir section 3.3 pour plus de détail sur la modélisation). D'un point de vue mécanique, la poussée hydrostatique sur l'ouvrage et la fondation est prise en compte à partir des variations réelles de la retenue. Le modèle étant déterministe, on est capable de découpler les influences thermique et hydrostatique. Ces influences heuristiques sont alors comparées à celles déterminées par les modèles HST et HSTT appliqués à la série de déplacements heuristique totale. On remarque alors que les modèles statistiques HST et HSTT n'arrivent pas à séparer correctement les deux effets. Les fonctions hydrostatiques déterminées par les modèles statistiques sont particulièrement éloignées de la fonction hydrostatique heuristique laissant penser que l'ouvrage est beaucoup plus rigide qu'il ne l'est en réalité. Pour la fonction thermique, les écarts semblent moins importants (de l'ordre de 0,5 mm au maximum).

Le problème de multi-colinéarité peut également apparaître entre les différents termes du polynôme servant à décrire la fonction hydrostatique. Néanmoins, dans ce cas-là, les conséquences sont limitées, car d'une part les variables ne sont pas indépendantes (mais issues de la même variable z) et d'autre part on ne s'intéresse pas à chacune des variables indépendamment, mais à l'effet global, à savoir le polynôme complet. Dans le cas où la multi-colinéarité existerait entre plusieurs termes de la fonction thermique (plusieurs mesures de température dans un modèle

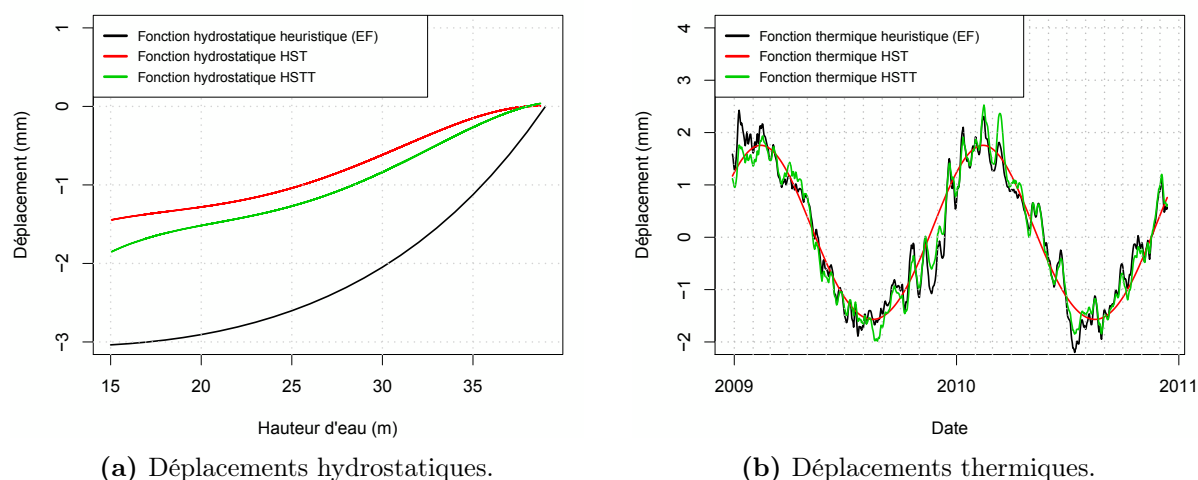


FIGURE 1.11 – Évaluation de la séparation des influences thermiques et hydrostatiques par le modèle statistique de régression multiple HSTT.

HT_dT par exemple), le modèle peut alors devenir instable en prédiction, car les variables sont indépendantes. En effet, il ne sépare pas correctement les effets des variables colinéaires.

Ce problème entre variables thermiques a été souligné par [Amberg, 2009]. Un exemple théorique a été mis en place : l'analyse statistique repose sur deux variables explicatives représentant les mesures de deux capteurs de températures. Dans ce cas théorique, les déplacements, ainsi que la température mesurée par les deux capteurs sont considérés comme étant purement harmoniques, mais avec des amplitudes et des déphasages différents (voir figure 1.12). La figure montre les valeurs des coefficients k_1 et k_2 déterminées par la régression en fonction du déphasage du capteur numéro 2. Les résultats montrent la souplesse et la capacité d'adaptation du modèle : les coefficients d'influences peuvent prendre des valeurs très différentes, à la fois positives et négatives. De plus, lorsque les deux températures présentent des déphasages très proches, c'est-à-dire lorsqu'elles sont très corrélées entre elles, les coefficients d'influences prennent des valeurs absolues très élevées et de signes opposés. Cet effet, dû à la multi-colinéarité, rend le modèle instable. Cet exemple théorique très simple illustre bien le problème de la multi-colinéarité. Avec l'analyse statistique, il est donc commun d'obtenir des coefficients d'influences arbitraires, et donc une bonne correction de l'effet thermique global (sur la période de calage), mais une mauvaise estimation de l'influence de chaque capteur pris individuellement.

Enfin, la multi-colinéarité peut avoir lieu avec la variable temporelle également. En cas de changement des conditions d'exploitations d'un ouvrage, l'analyse statistique peut éprouver des difficultés à séparer proprement les effets réversibles de la composante irréversible. En effet, si la cote de retenue évolue par exemple à la baisse au cours du temps, alors la variable z peut se retrouver corrélée à la variable temporelle t . Par ailleurs, un ouvrage dont les évolutions des conditions de vidange et de remplissage sont modifiées peut comporter une évolution irréversible apparente due à la modification des conditions thermiques moyennes de l'ouvrage générées par la modification des conditions aux limites thermiques. Le réchauffement climatique (ou du moins les évolutions thermiques à long terme) peut également provoquer des tendances linéaires des variables thermiques qui deviennent alors corrélées à la variable temporelle.

Le moyen le plus simple de limiter le problème de multi-colinéarité est de supprimer plusieurs variables de l'analyse. L'analyse par composante principale (ACP) peut alors se révéler être un outil intéressant pour ne garder que les composantes principales, qui sont des variables synthé-

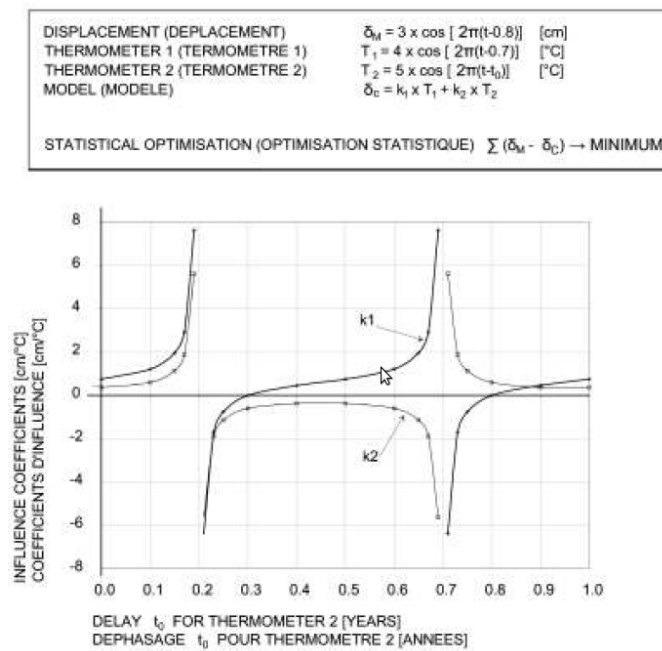


FIGURE 1.12 – Détermination statistique des coefficients d'influence [Amberg, 2009].

tiques deux à deux linéairement indépendantes produites à partir des variables initiales (voir section 1.4.2).

On verra apparaître ce phénomène de multi-colinéarité au chapitre 4 et deux méthodes pour y remédier (dont l'ACP) seront alors proposées et analysées.

Effets croisés

L'hypothèse de superposition des effets n'est pas totalement représentative de la réalité : il existe des effets croisés. Par exemple, la température de l'eau joue un rôle plus ou moins important sur l'état thermique de l'ouvrage en fonction du niveau de remplissage. Le niveau de remplissage utilisé comme variable explicative pour représenter l'effet hydrostatique joue donc également un rôle sur l'effet thermique. Cet effet croisé peut être pris en compte soit en introduisant des termes croisés dans la régression (par exemple [OFITECO, 2011] propose d'utiliser des termes du type $\cos(S) \cdot z^2$) soit directement dans le calcul thermique (il faut alors discrétiser l'ouvrage sur la hauteur en un nombre suffisant de sections unidimensionnelles). Si l'on veut tenir compte de cet effet croisé avec un modèle du type HTT (équation (1.11)), il faut donc suffisamment de sections espacées sur la hauteur. Le nombre de variables explicatives étant deux fois celui du nombre de sections, le modèle se retrouve avec un grand nombre de variables explicatives qui peuvent être très corrélées entre elles et donc poser des problèmes de stabilité de l'analyse statistique (multi-colinéarité).

D'autres effets croisés existent également entre les effets réversibles et irréversibles par exemple. Bien que les sollicitations thermiques soient génératrices de déformations réversibles, elles sont parfois susceptibles de provoquer ou d'accélérer, lors d'épisodes thermiques exceptionnels, le vieillissement des voûtes à l'échelle structurelle notamment par sollicitation excessive en traction (ouverture de fissure/joints). De la même manière, à l'échelle du matériau, le vieillissement du béton (fluage, RAG, carbonatation, etc.) peut provoquer une évolution de sa rigidité, et

l'effet hydrostatique peut ainsi évoluer dans le temps.

L'utilisation de modèles du type réseau de neurones permet de tenir compte de ces effets croisés.

Changements structurels et non-linéarité

Un changement structurel signifie que la relation entre la variable à expliquer et les variables explicatives évolue en fonction de l'échantillon étudié. Statistiquement, il s'agit de contrôler que les coefficients de la régression sont les mêmes quelle que soit la sous-période étudiée [Rakotomalala, 2011]. Ce problème est en fait lié au précédent. En effet, comme on a pu le voir précédemment, la fonction hydrostatique (relation entre le niveau de la retenue et le déplacement du barrage) peut évoluer avec le temps. Comme cet effet croisé n'est pas pris en compte dans une régression multiple, on peut alors observer des différences dans les coefficients calés en fonction de la période de calage du modèle. Par ailleurs, cette variation peut être brusque : après une crue exceptionnelle par exemple, la fissuration en pied amont peut s'être aggravée et la fonction hydrostatique changer brusquement entre une période avant la crue et une période après la crue. Néanmoins, il faut attendre suffisamment longtemps après le passage de la crue afin d'avoir une période de calage suffisamment longue nécessaire à la réalisation de l'analyse post-crue.

Un changement structurel peut aussi représenter un effet de non-linéarité. La fonction hydrostatique peut ainsi avoir une forme différente suivant que la fissure en pied amont est ouverte ou fermée (cet effet s'observe principalement pour les sous-pressions). Sur une sous-période contenant que des mesures où la fissure est ouverte, on peut alors identifier un effet hydrostatique qui sera différent d'une autre sous-période contenant uniquement des points où la fissure est fermée. Ce problème de rupture, présenté ici pour l'influence hydrostatique peut se produire également pour les deux autres influences.

La régression linéaire (simple ou multiple) ne peut établir que des relations linéaires entre la variable à expliquer et les variables explicatives. Si une variable explicative est liée à la variable à expliquer par une relation non-linéaire, il faut alors procéder à une transformation de la variable pour se ramener à une relation linéaire. Ainsi, la relation entre le déplacement et le niveau de la retenue n'est pas linéaire. Cette non-linéarité est prise en compte en définissant la relation sous la forme d'un polynôme d'ordre 4. De la même manière, la relation entre la température de l'air et le déplacement n'est pas linéaire. Un effet retard doit être intégré pour rendre la relation linéaire. Pour effectuer ces transformations, cela suppose d'avoir une connaissance a priori des relations entre les variables. Une autre manière de prendre en compte la non-linéarité sans avoir connaissance des détails des processus en jeu est de réaliser une régression non-linéaire (réseaux de neurones par exemple).

Non-homogénéité des échantillons

Les échantillons étudiés ne sont généralement pas homogènes. On dispose généralement de beaucoup plus de points lorsque la cote de retenue est haute que lorsqu'elle est basse. Le polynôme d'ordre 4 peut alors être mal calé pour les cotes basses : une grande erreur sur peu de points aura moins d'influence sur le critère de la régression (moindres carrés) qu'une petite erreur sur beaucoup de points. Les polynômes hydrostatiques peuvent ainsi prendre des formes pas toujours physiques pour les valeurs où la densité de points servant au calage est moindre. Il faut tenir compte de cette imprécision de détermination des effets lors de l'exploitation du modèle de régression linéaire.

Nous verrons au chapitre 5, un exemple de régression linéaire multiple pondéré, laquelle permet de tenir compte de la non-homogénéité d'un échantillon.

1.4.2 L'analyse par composantes principales

L'Analyse par Composantes Principales (ACP) est une méthode statistique multivariée dont l'idée centrale est de réduire la dimension d'un jeu de données dans lequel il y a plusieurs variables corrélées entre elles, tout en conservant autant que possible les variations du jeu de données considéré [Jolliffe, 2002]. Son objectif est de décrire la structure de variance-covariance d'un jeu de données par le biais de combinaisons linéaires des variables initiales afin d'en obtenir une représentation compacte [Nedushan, 2002]. Cette procédure identifie les caractéristiques et les modes décorrélés de variations des données et transforme les variables initiales en un nouveau jeu de variables synthétiques, appelées « composantes principales », qui sont des combinaisons linéaires des variables initiales, qui sont, par construction, décorrélées et qui sont ordonnées de sorte que les quelques premières composantes sont suffisantes pour expliquer la plupart de la variance du jeu de données initial. Les avantages principaux de cette méthode sont la réduction et l'interprétation du jeu de données étudié. Le nombre de variables qui doivent être surveillées peut être réduit sans perte significative d'information.

L'ACP peut être utilisée comme un outil intéressant pour l'analyse des données d'auscultation des barrages. L'analyse complète du comportement d'un barrage demandant un examen en parallèle des mesures issues de plusieurs appareils, les composantes principales peuvent être utilisées pour suivre le comportement global du barrage au lieu de suivre chaque capteur individuellement. Si un changement est détecté sur une des composantes principales, les capteurs individuels fortement corrélés avec la composante en question pourront alors être observés de manière plus approfondie. Cette procédure peut permettre de réduire le temps et le coût associé à la surveillance d'un barrage sans pour autant perdre en qualité d'information. De plus, l'analyse simultanée de plusieurs composantes du déplacement peut être utile à la compréhension du comportement global du barrage (estimation des principaux modes de déformations par exemple) et peut réduire l'effet du bruit de mesure [Chouinard *et al.*, 1995].

Par ailleurs, lorsqu'il y a une forte corrélation entre les variables explicatives d'une régression linéaire multiple, l'ACP peut réduire le nombre de variables sans perte significative d'information. Elle est alors une bonne méthode pour décorréler les variables en sélectionnant uniquement les premières composantes principales et ainsi annuler les effets de multi-colinéarité. Cette méthode sera exploitée dans ce travail de thèse (chapitres 4 et 5).

Les avantages de l'ACP pour la réduction du bruit de fond, la réduction du nombre de variables qui doivent être surveillées, la prédiction des observations, et l'identification des lectures erronées sont discutées dans [Nedushan, 2002]. Les résultats indiquent que les données d'instrumentation du barrage sont corrélées et que seulement quelques composantes principales peuvent décrire le comportement du barrage.

L'intérêt de cette méthode statistique a également été mis en évidence pour l'analyse des déplacements du barrage de Daniel Johnson [Chouinard *et al.*, 2006] [Chouinard *et al.*, 2009]. La méthode a permis d'étudier les corrélations entre les déplacements mesurés en différents points de la structure et ainsi de décrire le comportement global avec un nombre minimum de composantes. Les trois premières composantes de l'analyse sont suffisantes pour expliquer la quasi-totalité de la variabilité initiale du jeu de données. Les trois principales composantes identifiées correspondent à l'effet thermique, l'effet hydrostatique et les effets irréversibles, ce qui est cohérent avec les hypothèses des modèles de type HST. De plus, la comparaison des dépla-

cements irréversibles identifiés par la méthode HST et par l'analyse par composante principale montre une bonne concordance des résultats. [Chouinard *et al.*, 2009] indique par ailleurs qu'en identifiant les mécanismes dominants du comportement, l'analyse permet de détecter deux composantes irréversibles distinctes, une associée au niveau du réservoir (fluage) et l'autre associée au temps (gonflement). Cette interprétation semble néanmoins difficile à valider, les composantes principales étant des variables théoriques n'ayant a priori aucune signification physique.

L'ACP conventionnelle n'est performante que lorsque les relations entre les variables sont linéaires. Dans le cas où les relations sont non-linéaires, une ACP non-linéaire est envisageable. Les techniques permettant d'extraire les composantes principales non linéaires sont basées sur les réseaux de neurones artificiels [Kramer, 1991].

1.4.3 Les réseaux de neurones artificiels

Le réseau de neurones est un outil de modélisation utilisé dans de nombreux domaines (estimations boursières, météorologie, tri postal, génie-civil, etc.). Un aperçu des applications des réseaux de neurones pour le génie-civil est donné par [Flood et Kartam, 1994]. Pour l'analyse des données d'auscultation des barrages, l'utilisation des réseaux de neurones se généralise [Mata, 2011] [Simon *et al.*, 2012] [Perner *et al.*, 2001] [Hu *et al.*, 2011] [Demirkaya et Balcilar, 2012] [Fabre *et al.*, 2014].

Les réseaux de neurones artificiels constituent un système de traitement de l'information qui a des caractéristiques communes avec les réseaux de neurones biologiques. Ils ont été développés comme une généralisation des modèles mathématiques du cerveau humain. Dans ces modèles, le traitement de l'information a lieu dans des éléments simples appelés « neurones ». Chaque neurone reçoit des informations en entrée, les traite et donne une réponse unique en sortie. Les opérations réalisées par un neurone sont très simples, mais, collectivement, sous la forme d'un réseau, ils sont capables de résoudre des problèmes complexes.

À partir des valeurs numériques en entrée, le neurone fait dans un premier temps une combinaison linéaire des entrées (figure 1.13a). Les coefficients de la combinaison linéaire sont appelés poids. Une fonction de transfert est ensuite appliquée à cette valeur numérique. Cette fonction (généralement non-linéaire) peut être classiquement la fonction tangente hyperbolique (sigmoïde). La valeur numérique en sortie du neurone est ensuite propagée vers un ou plusieurs autres neurones.

Un réseau de neurones se compose de plusieurs neurones interconnectés entre eux. Les neurones sont répartis sur des couches (figure 1.13b). Chaque neurone de la première couche a pour variables d'entrées les variables explicatives du modèle (cote, saison, temps, température, etc.). De même, chaque neurone d'une couche intermédiaire reçoit en entrée la sortie des neurones de la couche précédente. Enfin, le neurone de sortie fait la somme pondérée du résultat des neurones de la dernière couche et donne la prévision du modèle concernant la variable à expliquer.

Généralement, la fonction de transfert et la typologie des connexions sont sélectionnées par l'utilisateur lors de la définition du modèle. Le modèle détermine ensuite, par un processus itératif, un jeu approprié de poids pour minimiser l'erreur entre la sortie du modèle (valeur modélisée) et la variable à expliquer (valeur mesurée). Une période d'apprentissage est donc nécessaire pour établir ces relations, puis une période de test permet de vérifier la qualité des relations établies.

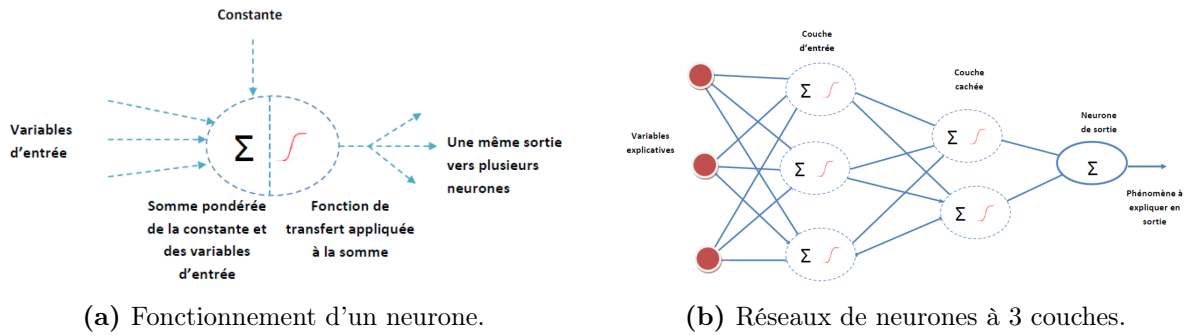


FIGURE 1.13 – Schéma de principe d'un réseau de neurones [Simon *et al.*, 2012].

Le réseau de neurones permet de trouver des relations linéaires et non linéaires entre les variables d'entrées et la variable de sortie. En effet, en utilisant différentes portions de la fonction de transfert sigmoïde il est possible d'approcher beaucoup de fonctions monotones (linéaire, logarithme voire exponentielle). En combinant différents neurones, ce qui revient à une composition (au sens mathématique) de fonctions sigmoïdes, le réseau a alors la capacité d'approcher une très grande variété de fonctions complexes des variables explicatives, sans qu'on ait à les expliciter a priori. L'introduction d'une nouvelle variable explicative au modèle se trouve alors simplifiée puisqu'il n'est pas nécessaire de connaître préalablement la relation qui la lie à la variable à expliquer. Cependant, ce type de réseau de neurones ne permet pas de prendre en compte l'effet retardé d'une variable explicative. Il est alors nécessaire de retarder cette variable avant de l'intégrer au réseau de neurones.

Le principal avantage de cette méthode est donc qu'elle est capable de synthétiser les relations linéaires ou non-linéaires entre variables sans avoir connaissance des détails des processus en jeu. Il est indéniable que le caractère explicatif du réseau de neurones est plus important que celui d'une régression linéaire multiple (diminution de la dispersion). Cela s'explique par le plus grand nombre de degrés de liberté du modèle, mais surtout par la prise en compte de phénomènes mal modélisés par le modèle de régression, dont notamment les effets croisés et les non-linéarités. L'analyse de ces effets est alors primordiale et peut fournir des indications très utiles sur le comportement d'un ouvrage. Il faut néanmoins les analyser avec du recul et s'assurer de leur signification physique. Les réseaux de neurones sont difficiles à interpréter physiquement du fait de la complexité des relations qui en découle. Il faut par ailleurs faire très attention à l'extrapolation des lois obtenues. Une utilisation pertinente de cette méthode peut être de la considérer comme un outil permettant d'identifier des lois ou des comportements qui peuvent servir à bâtir des modèles de régression linéaire intégrant ces lois et comportements dans la définition des variables explicatives.

Les réseaux de neurones n'ont pas réellement été exploités dans ce travail. Dans un souci d'utilisation des modèles en prédiction (pour le dépouillement de nouvelles mesures par exemple), les lois physiques sur lesquelles sont basés les modèles doivent être clairement définies. Dans le cas des réseaux de neurones, ces lois n'étant pas définies a priori, le choix a été fait de s'intéresser en priorité à la modélisation de type régression linéaire multiple. Néanmoins, quelques essais ont été réalisés et ont permis de mettre en évidence certains effets croisés, dont le couplage entre les variations de la cote de retenue et l'effet thermique, lequel sera analysé (chapitre 3) et intégré dans un modèle de régression linéaire multiple (chapitre 4).

1.5 Conclusion

Ce chapitre a montré l'importance de la surveillance et notamment de l'auscultation pour suivre le comportement à long terme des barrages en béton. L'auscultation, de par les phénomènes suivis, et en s'appuyant sur des méthodes physico-statistiques d'analyses des données recueillies, permet d'établir un diagnostic sur le vieillissement de ce type de structures. L'analyse des mesures de déplacements est particulièrement déterminante pour l'établissement d'un diagnostic pertinent. L'influence thermique joue un rôle particulier sur les déplacements puisqu'elle est en général responsable de la plus grande part du déplacement d'un barrage en béton. Cette influence, particulièrement difficile à appréhender, fait l'objet de plusieurs méthodes d'analyses qui ont été décrites. Cependant, il s'avère que la plus grande source d'incertitude des modèles physico-statistique provient de cette influence (parce que les modèles sont trop simplistes, parce que les données d'entrées sont trop restreintes, etc.). La modélisation de cette composante est constituée de deux problèmes distincts qui apportent chacun leur lot d'incertitudes : elle nécessite d'une part d'estimer le champ thermique dans l'ouvrage et d'autre part de déterminer le déplacement associé à ce champ de température. La plupart du temps, les températures aux parements ne sont pas directement connues et l'estimation du champ thermique doit se faire à partir des différentes influences externes (température de l'air et de l'eau, échanges convectifs et radiatifs avec l'environnement alentour, vents, rayonnement solaire, variations du niveau de la retenue, flux géothermique, etc.). Les phénomènes physiques à l'origine des déplacements thermiques des barrages en béton seront exposés au chapitre suivant.

Chapitre 2

Effets thermiques et déplacements dans les barrages en béton

Sommaire

2.1	Introduction	42
2.2	Calcul des déplacements pour un champ thermique donné	42
2.2.1	Dilatation du béton	42
2.2.2	Contraintes thermiques	43
2.2.3	Contribution du champ thermique aux déformations	44
2.2.4	Le théorème de réciprocité thermo-élastique	45
2.2.4.1	Théorème général	45
2.2.4.2	Application aux barrages en béton	46
2.3	Description des transferts de chaleur dans un barrage	49
2.3.1	La diffusion thermique	49
2.3.2	Les échanges thermiques aux frontières du milieu	51
2.3.2.1	La convection thermique	51
2.3.2.2	Le rayonnement thermique	53
2.3.2.3	Le rayonnement solaire	56
2.3.2.4	La température de l'air	58
2.3.2.5	La température de l'eau	59
2.3.2.6	L'effet thermique induit par les variations du niveau de la retenue	62
2.3.2.7	Transfert de chaleur par les fondations	63
2.3.2.8	Autres	63
2.4	Calcul du champ thermique dans le barrage	63
2.4.1	Validation de l'approche unidimensionnelle	65
2.4.2	Solutions du problème thermique unidimensionnel	68
2.4.2.1	Réponse indicielle	69
2.4.2.2	Réponse impulsionnelle	70
2.4.2.3	Réponse à une sollicitation quelconque	76
2.5	Conclusion	80

2.1 Introduction

La température influence l'ensemble des mesures d'auscultation. Les variations thermiques sont en règle générale et hors pathologie les effets dominants qui régissent les déplacements des barrages en béton et principalement des barrages-voûtes. Une bonne appréciation de ces effets est donc de première importance pour mettre en évidence un éventuel comportement irréversible de l'ouvrage. Un aperçu de l'état de l'art concernant la modélisation de l'effet thermique dans les modèles de régression linéaire multiple a déjà été abordé dans la section 1.4.1.3. Dans cette partie, les lois physiques et les hypothèses nécessaires au calcul des déplacements associés à un champ thermique donné seront présentées. Dans un second temps, les processus de transfert de chaleur seront décrits et les outils permettant d'estimer le champ thermique d'un ouvrage (ou du moins une approximation suffisamment précise pour permettre l'estimation du déplacement associé) seront analysés.

2.2 Calcul des déplacements pour un champ thermique donné

2.2.1 Dilatation du béton

La dilatation thermique est un phénomène physique qui correspond à l'expansion du volume d'un corps occasionné par son réchauffement. Au niveau microscopique, la dilatation thermique s'explique par les vibrations plus ou moins importantes des atomes autour de leur position moyenne en fonction de leur énergie thermique. Pour un corps solide tel que le béton, la variation de longueur ΔL d'un élément linéique libre de se dilater (non encastré), de longueur initiale L_0 soumis à une variation uniforme de sa température ΔT s'exprime sous la forme :

$$\Delta L = \alpha \cdot L_0 \cdot \Delta T \quad (2.1)$$

Où α est le coefficient de dilatation thermique linéique du matériau. Pour les matériaux isotropes, la variation de volume ΔV d'un élément volumique de volume initial $V_0 = L_0^3$ peut s'écrire :

$$\begin{aligned} \Delta V &= (L_0 + \Delta L)^3 - L_0^3 \\ &= \Delta L^3 + 3 \cdot L_0^2 \cdot \Delta L + 3 \cdot L_0 \cdot \Delta L^2 \end{aligned} \quad (2.2)$$

En faisant l'hypothèse que $3 \cdot L_0^2 \cdot \Delta L \gg 3 \cdot L_0 \cdot \Delta L^2 \gg \Delta L^3$, ce qui revient à dire que $L_0 \gg \Delta L$ soit $\Delta T \ll 1/\alpha$ (cette hypothèse est toujours vérifiée en pratique), alors l'équation 2.2 peut se simplifier ainsi :

$$\begin{aligned} \Delta V &= 3 \cdot L_0^2 \cdot \Delta L \\ &= 3 \cdot \alpha \cdot V_0 \cdot \Delta T \end{aligned} \quad (2.3)$$

Pour un matériau isotrope, la variation de volume ΔV d'un élément volumique libre de se dilater, de volume initial V_0 soumis à une variation uniforme de sa température ΔT s'écrit alors :

$$\Delta V = 3 \cdot \alpha \cdot V_0 \cdot \Delta T \quad (2.4)$$

La valeur du coefficient de dilatation est fonction de la nature du matériau et peut dépendre de la température elle-même lorsque la plage de variation thermique est importante. Pour le béton les valeurs du coefficient de dilatation dépendent essentiellement du type de granulats utilisés. Le coefficient de dilatation est un paramètre rarement mesuré [Bossoney, 1994] mais

on peut néanmoins trouver des plages de valeurs pour des bétons de masse du type de ceux utilisés pour la construction de grands barrages en béton (tableau 2.1). On remarque alors que ce coefficient peut être variable d'un béton à un autre et donc d'un ouvrage à un autre. Cette variation s'observe notamment par l'analyse des données d'auscultation où des ouvrages similaires peuvent présenter des sensibilités thermiques très variables [Penot, 2005].

Référence	Valeur min [$10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$]	Valeur max [$10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$]
[ICOLD, 2009]	7,2	12,5
[Bossoney, 1994]	7	15
[Briffaut <i>et al.</i> , 2012]	7,5	
[Léger <i>et al.</i> , 1993]	7,2	11,2
[USACE, 1994]	5,4	13,5
[Daoud, 1997]	7,7	12,5

TABLE 2.1 – Valeurs du coefficient de dilatation α pour différents bétons de masse et selon différents auteurs.

2.2.2 Contraintes thermiques

Les variations de température provoquent des déformations par dilatation lorsque celles-ci sont possibles, mais aussi des contraintes lorsque la déformation est empêchée. Ainsi on peut distinguer deux types de contraintes :

1. *Les contraintes d'origine externe.* Si la structure est libre à ses extrémités, un champ de température linéaire générerait des déformations sans qu'aucune contrainte ne prenne naissance. Dans le cas où la structure est encastree sur une partie de ses extrémités, la dilatation est bloquée par les encastrements. La structure subit alors, au niveau des liaisons, des efforts d'origines externes qui provoquent des contraintes dans la structure.
2. *Les contraintes d'origine interne.* Ces contraintes ont pour origine la non-linéarité du champ thermique et se produisent même si la structure est libre de se dilater, indépendamment des liaisons aux extrémités. Lorsque le champ de température est une fonction linéaire des 3 coordonnées de l'espace, il n'y a pas de contraintes d'origine interne [Timoshenko et Goodier, 1970]. Dès lors qu'une non-linéarité du champ thermique apparaît, alors celle-ci va donner naissance à des contraintes d'origine interne, proportionnelles à l'écart entre la température linéaire et la température réelle.

Dans la réalité, un barrage est encastree sur sa fondation et, en raison de l'inertie thermique du béton, le champ de température induit par les variations des températures ambiantes n'est pas linéaire. Les variations de la température interne du barrage provoquent ainsi l'apparition simultanée des deux types de contraintes qui se superposent. Les plus fortes non-linéarités du champ de température sont situées proches des interfaces avec le milieu ambiant, et c'est ainsi que les barrages, comme d'autres ouvrages en béton, peuvent présenter une fissuration de parements due aux contraintes parfois importantes engendrées par les variations thermiques extérieures.

Généralement, les contraintes thermiques internes ne sont pas jugées avec la même sévérité que les contraintes dues à la poussée hydrostatique. En effet, elles sont limitées par l'intervention

des phénomènes d'adaptation du béton (fluage, plasticité, etc.), d'autant plus que les variations thermiques sont relativement lentes. De plus si une fissure apparaît, ces contraintes disparaissent complètement dans son voisinage [Stucky et Derron, 1957], ce qui n'est évidemment pas le cas du chargement hydrostatique.

2.2.3 Contribution du champ thermique aux déformations

Il a été vu dans les deux sections précédentes que sous l'effet de la dilatation thermique, le champ de température produit à la fois des déformations et des contraintes dans un ouvrage hyperstatique. Le champ thermique peut-être décomposé sous la forme d'une somme de deux champs : un premier champ linéaire et un deuxième champ complémentaire non-linéaire. La partie linéaire du champ thermique va contribuer aux déformations et aux contraintes thermiques externes tandis que la partie non-linéaire va contribuer à l'établissement de contraintes thermiques internes.

Dans un barrage, les flux thermiques les plus importants ayant lieu dans la direction amont-aval (direction normale aux parements), une hypothèse généralement adoptée consiste à considérer que le transfert thermique est unidimensionnel dans cette direction [Fannelli et Giuseppetti, 2001]. Le champ de température peut alors se résumer à sa forme unidimensionnelle qui correspond à la superposition de trois composantes (figure 2.1) ayant des contributions différentes sur les déplacements :

- *La température moyenne dans l'épaisseur de l'ouvrage.* Elle détermine l'allongement et le raccourcissement de l'élément de structure. Lors d'un réchauffement par exemple, l'allongement d'arc sur un barrage-voûte ou de console sur un barrage-poids entraîne, du fait de la géométrie, un déplacement vers l'amont.
- *Le gradient de température dans l'épaisseur, ou « moment thermique ».* Il détermine la rotation de l'élément de structure. Cette contribution concerne surtout les consoles, dont la rotation à la base peut entraîner des déplacements importants en tête.
- *La partie non linéaire, c'est-à-dire la différence entre la température réelle et la température linéarisée (décrite par la moyenne et le gradient).* Elle détermine les contraintes internes, mais est de seconde importance pour les déplacements globaux de la structure [Stucky et Derron, 1957].

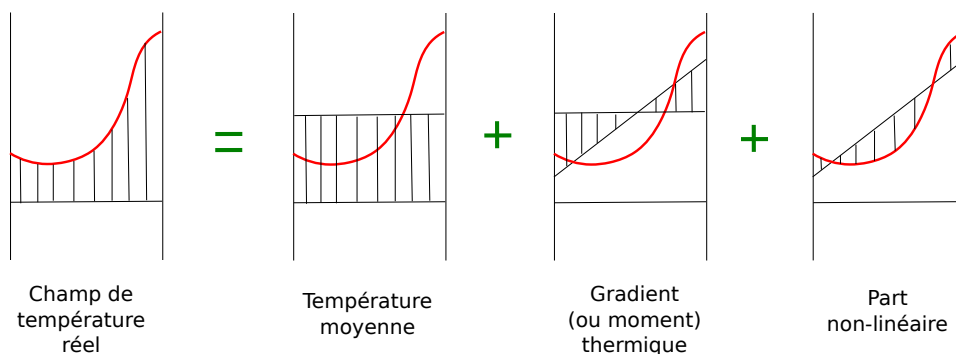


FIGURE 2.1 – Décomposition du champ thermique unidimensionnel dans l'épaisseur du barrage.

La figure 2.2 montre les mécanismes de déformations thermiques des barrages. La figure 2.2a montre la déformation d'un arc encastré à ses deux extrémités sous l'effet d'une augmentation de sa température moyenne. L'allongement de l'arc par dilatation génère un déplacement de celui-ci vers l'amont. Pour une console, l'augmentation de sa température moyenne va égale-

ment provoquer un déplacement vers l'amont (figure 2.2b), car le fruit aval est plus important que le fruit amont en particulier pour les barrage poids (le fruit est la tangente de l'angle que fait le parement avec la verticale). Par ailleurs la figure 2.2c illustre l'effet bilame : lorsque la partie amont de l'ouvrage se refroidit alors que la partie aval se réchauffe, la contraction amont associée à la dilatation aval se manifeste par une rotation de la structure vers l'amont. Cet effet bilame représente donc l'effet du gradient thermique dans l'épaisseur de l'ouvrage qui est généré par une différence de température entre les parements (rayonnement solaire différent suivant l'exposition, température de l'eau différente de celle de l'air, etc.).

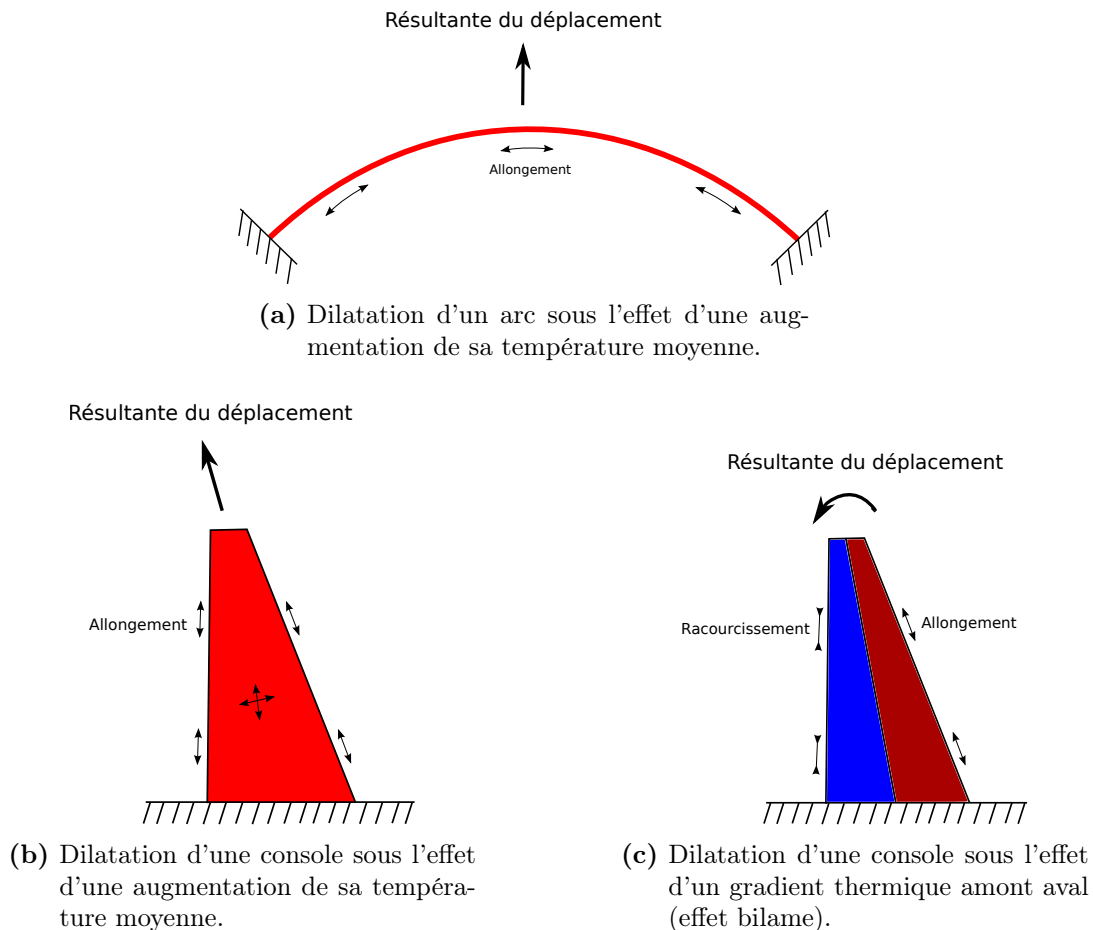


FIGURE 2.2 – Contribution de la température moyenne et du gradient de température amont-aval aux déplacements d'éléments de structure (arc et console).

2.2.4 Le théorème de réciprocité thermo-élastique

2.2.4.1 Théorème général

Le théorème de réciprocité thermo-élastique [Timoshenko et Goodier, 1970] est un théorème énergétique issue de la théorie de l'élasticité isotrope avec l'hypothèse des petites déformations. Pour un corps élastique de volume V (figure 2.3), encastré sur la surface S_u (le champ de déplacement $\vec{u} = \vec{0}$ sur S_u) et les deux systèmes de sollicitations suivants :

1. Une force surfacique \vec{T}_1 sur la surface S_T et un champ de force volumique \vec{f}_1 dans le volume V
2. Un changement de température $T - T_{ref}$ dans le volume V

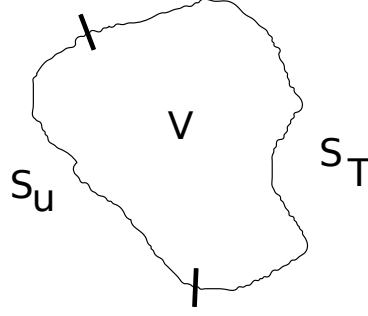


FIGURE 2.3 – Milieu continu de volume V (représenté en 2D) délimité par deux surfaces S_T et S_u sur lesquelles les conditions aux limites sont respectivement des efforts imposés et des déplacements imposés.

Le théorème de réciprocité thermo-élastique donne alors l'égalité suivante :

$$\int_V \alpha \cdot (T - T_{ref}) \cdot tr(\bar{\sigma}_1) dv = \int_{S_T} \vec{T}_1 \cdot \vec{u}_2 ds + \int_V \vec{f}_1 \cdot \vec{u}_2 dv \quad (2.5)$$

Où α est le coefficient de dilatation thermique du matériau, T est le champ de température dans le milieu, T_{ref} est le champ de température de référence (champ de température pour lequel les contraintes thermiques sont nulles), $tr(\bar{\sigma}_1)$ est la trace du tenseur des contraintes générées par le système de sollicitation 1, et \vec{u}_2 est le champ de déplacement engendré par l'évolution thermique $T - T_{ref}$. La démonstration du théorème est donnée dans l'annexe C.

2.2.4.2 Application aux barrages en béton

L'utilisation du théorème de réciprocité thermo-élastique pour déterminer le déplacement thermique d'un barrage a été proposée par [Weber *et al.*, 2010]. Pour un barrage, la température de référence est la température de clavage des plots (c'est au moment du clavage que le monolithisme de la structure est assuré). Celle-ci joue un rôle lorsque l'on s'intéresse aux contraintes, mais n'a pas d'importance lorsque l'on regarde uniquement l'évolution temporelle des déplacements et que l'on se place dans la théorie de l'élasticité linéaire. Dans la suite, pour plus de simplicité dans les écritures, on considérera cette température comme nulle ($T_{ref} = 0^\circ C$).

On cherche le déplacement thermique δ_{th} d'un point quelconque P et dans une direction quelconque \vec{d} (\vec{d} est un vecteur unitaire donnant la direction) d'un barrage en béton sous l'effet d'un champ de température T dans le corps de l'ouvrage (puisque l'on a choisi $T_{ref} = 0$, le déplacement est considéré comme nul en tout point du barrage lorsque le champ de température T est nul). Repartons de l'équation (2.5) et considérons le système de sollicitation 1 suivant :

$$\begin{cases} \vec{T}_1 = \vec{0} \\ \vec{f}_1 = \begin{cases} 1 \cdot \vec{d} & \text{au point } P \\ \vec{0} & \text{sur } V \setminus \{P\} \end{cases} \end{cases} \quad (2.6)$$

Le terme de droite de l'équation (2.5) se simplifie alors : le premier terme est nul car $\vec{T}_1 = \vec{0}$ et pour le second terme, le produit $\vec{f}_1 \cdot \vec{u}_2$ est nul sur tout le volume sauf au point P . On obtient alors :

$$\int_{S_T} \vec{T}_1 \cdot \vec{u}_2 ds + \int_V \vec{f}_1 \cdot \vec{u}_2 dv = \delta_{th} \quad (2.7)$$

Ainsi, le déplacement thermique δ_{th} d'un point quelconque P et dans une direction quelconque \vec{d} d'un barrage en béton peut être estimé par l'équation suivante :

$$\delta_{th} = \int_V \alpha \cdot T(h, l, \lambda) \cdot tr(\bar{\sigma}(h, l, \lambda)) dv \quad (2.8)$$

Où h , l et λ sont les coordonnées spatiales dans la direction verticale, dans la direction horizontale amont-aval et dans la direction horizontale rive droite-rive gauche (coordonnée curviligne pour un barrage-voûte) respectivement (voir figure 2.4 pour les notations), $dv = dh \cdot dl \cdot d\lambda$ est un volume élémentaire, α est le coefficient de dilatation thermique du béton et $tr(\bar{\sigma}(h, l, \lambda))$ est la trace du tenseur des contraintes $\bar{\sigma}(h, l, \lambda)$ qui résulte de l'application de la force unitaire \vec{f}_1 au point et dans la direction où l'on cherche le déplacement.

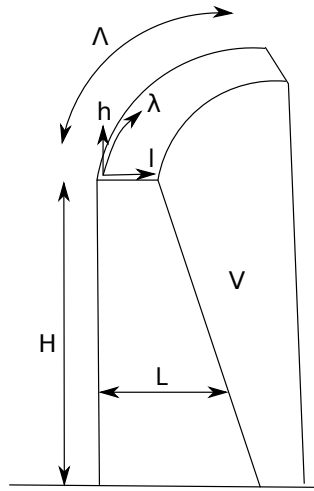


FIGURE 2.4 – Représentation schématique d'un barrage et de ses variables géométriques.

Si l'on cherche à estimer le déplacement radial d'un pendule (déplacement relatif entre le point d'ancrage et la table de lecture du pendule) pour un champ thermique donné, alors il faudra considérer deux forces unitaires définies par le système de sollicitation :

$$\begin{cases} \vec{T}_1 = \vec{0} \\ \vec{f}_1 = \begin{cases} 1 \cdot \vec{d} & \text{au point } P \\ -1 \cdot \vec{d} & \text{au point } Q \\ \vec{0} & \text{sur } V \setminus \{P\} \setminus \{Q\} \end{cases} \end{cases} \quad (2.9)$$

Où P est le point d'ancrage du pendule, Q est le point de lecture du pendule et \vec{d} est un vecteur unitaire orienté vers l'aval dans la direction radiale horizontale (figure 2.5).

D'après [Weber *et al.*, 2010], $tr(\bar{\sigma})$ évolue de manière linéaire dans l'épaisseur du barrage si l'ouvrage est suffisamment fin (théorie des coques) (figure 2.5). Sous cette hypothèse, $tr(\bar{\sigma})$ peut s'écrire de manière approchée par l'expression suivante :

$$tr(\bar{\sigma})(h, l, \lambda) \simeq tr(\bar{\sigma})_M(h, \lambda) + \left(l - \frac{L}{2}\right) \cdot tr(\bar{\sigma})_G(h, \lambda) \quad (2.10)$$

où L est l'épaisseur (variable sur la hauteur), et $tr(\bar{\sigma})_M$ et $tr(\bar{\sigma})_G$ sont respectivement la moyenne et le gradient dans l'épaisseur de $tr(\bar{\sigma})$ et sont définis par (voir annexe D) :

$$tr(\bar{\sigma})_M(h, \lambda) = \frac{1}{L} \cdot \int_0^L tr(\bar{\sigma})(h, l, \lambda) dl \quad (2.11)$$

et,

$$tr(\bar{\sigma})_G(h, \lambda) = \frac{12}{L^3} \cdot \int_0^L tr(\bar{\sigma})(h, l, \lambda) \cdot \left(l - \frac{L}{2}\right) dl \quad (2.12)$$

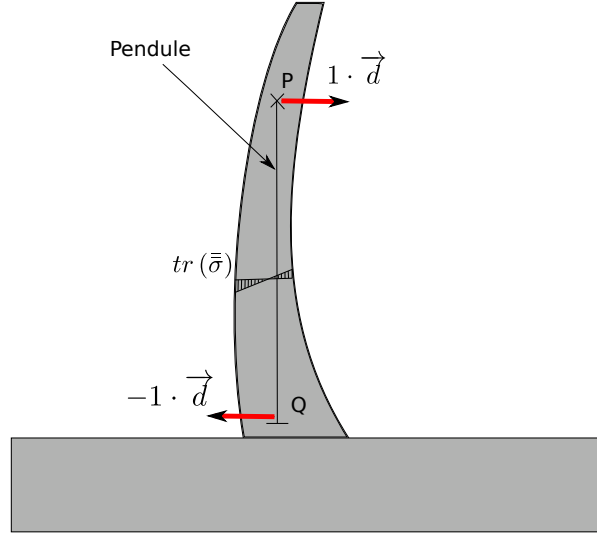


FIGURE 2.5 – Schéma de représentation du barrage avec les deux forces unitaires appliquées aux extrémités d'un pendule.

Par conséquent, l'intégrale dans l'épaisseur peut se simplifier ainsi :

$$\begin{aligned} \int_L \alpha \cdot T \cdot tr(\bar{\sigma}) dl &= \alpha \cdot tr(\bar{\sigma})_M \cdot \int_0^L T dl + \alpha \cdot tr(\bar{\sigma})_G \cdot \int_0^L T \cdot \left(l - \frac{L}{2}\right) dl \\ &= \alpha \cdot tr(\bar{\sigma})_M \cdot L \cdot T_M + \alpha \cdot tr(\bar{\sigma})_G \cdot \frac{L^3}{12} \cdot T_G \end{aligned} \quad (2.13)$$

Où T_M et T_G sont respectivement la température moyenne et le gradient de température dans l'épaisseur définis par (voir annexe D) :

$$T(h, l, \lambda) \simeq T_M(h, \lambda) + \left(l - \frac{L}{2}\right) \cdot T_G(h, \lambda) \quad (2.14)$$

avec,

$$T_M(h, \lambda) = \frac{1}{L} \cdot \int_0^L T(h, l, \lambda) dl \quad (2.15)$$

et,

$$T_G(h, \lambda) = \frac{12}{L^3} \cdot \int_0^L T(h, l, \lambda) \cdot \left(l - \frac{L}{2}\right) dl \quad (2.16)$$

Il est intéressant de noter qu'ayant fait l'hypothèse de la variation linéaire des contraintes dans l'épaisseur de l'ouvrage, seule la partie linéaire de la variation spatiale de la température joue un rôle dans les déplacements recherchés.

Par ailleurs, en faisant l'hypothèse que la température moyenne et le gradient de température sont constants pour une élévation donnée, c'est-à-dire indépendant de λ ($T_M(h, \lambda) = T_M(h)$ et $T_G(h, \lambda) = T_G(h)$), l'équation (2.8) peut alors s'écrire sous la forme :

$$\delta_{th} = \int_H T_M(h) \cdot M(h) dh + \int_H T_G(h) \cdot G(h) dh \quad [\text{mm}] \quad (2.17)$$

Où H est la hauteur du barrage, M et G sont des fonctions de sensibilité entre la température à une élévation donnée h et le déplacement thermique. Ces fonctions d'influences dépendent des propriétés mécaniques et géométriques de la structure (y compris les conditions aux limites mécaniques) :

$$M(h) = \alpha \cdot L(h) \cdot \int_{\Lambda} tr(\bar{\sigma})_M(h, \lambda) d\lambda \quad [\text{mm}/^\circ\text{C}/\text{m}] \quad (2.18)$$

$$G(h) = \alpha \cdot \frac{L(h)^3}{12} \cdot \int_{\Lambda} tr(\bar{\sigma})_G(h, \lambda) d\lambda \quad [\text{mm}/^\circ\text{C}] \quad (2.19)$$

Les fonctions d'influences peuvent être déterminées pour un barrage donné à l'aide d'un calcul aux éléments finis par exemple (il suffit d'un simple calcul mécanique où le chargement se limite à l'application de la force unitaire). Une fois ces fonctions connues, le déplacement généré par un champ de température quelconque peut être estimé par l'application de l'équation (2.17). La conséquence de cette expression, établie sous certaines hypothèses décrites précédemment, est que la connaissance de la température moyenne et du gradient thermique de plusieurs sections 1D réparties sur la hauteur de l'ouvrage est suffisante pour reconstruire le déplacement induit par l'intégralité du champ thermique dans l'ouvrage.

Ce résultat sera exploité dans la suite de ce document (chapitre 4) pour clarifier les hypothèses du modèle HSTT et bâtir de nouveaux modèles plus performants.

2.3 Description des transferts de chaleur dans un barrage

Afin de déterminer les déplacements d'origine thermique, il faut dans un premier temps être en mesure d'estimer le champ thermique dans l'ouvrage. Il a été vu précédemment que l'estimation complète du champ thermique n'est pas nécessaire et que l'on doit connaître uniquement la température moyenne et le gradient de température sur chaque élévation. L'objet de la présente section est de décrire les transferts thermiques qui se produisent dans un barrage et de les formuler mathématiquement de manière à pouvoir calculer les températures qui nous intéressent.

2.3.1 La diffusion thermique

La diffusion thermique (ou conduction thermique) est un mode de transfert de chaleur sans déplacement de matière qui se produit au sein d'un milieu dont la température n'est pas répartie de manière homogène. C'est le seul mode de transfert de chaleur à l'intérieur d'un corps solide (en l'absence d'un fluide percolant). Chaque point de la matière possède une énergie interne proportionnelle à sa température et qui correspond au degré d'agitation des atomes. La diffusion thermique peut s'interpréter comme la transmission de proche en proche de cette agitation : un atome cède une partie de son énergie cinétique à l'atome voisin. C'est donc un phénomène

physique irréversible de transport de l'énergie interne provoqué par une hétérogénéité de l'agitation moléculaire.

La conduction thermique est décrite par la loi de Fourier [Fourier, 1822] qui dit que la densité de flux de chaleur $\vec{\phi}$ est proportionnelle au gradient de température :

$$\vec{\phi} = -\lambda_{ther} \cdot \overrightarrow{grad}(T) \quad (2.20)$$

Où la constante de proportionnalité λ_{ther} est la conductivité thermique du matériau.

En partant de la loi de Fourier, l'équilibre thermique d'un milieu conduit à une équation dont la solution décrit la répartition spatio-temporelle de la température dans le milieu : c'est l'équation de la chaleur (équation (2.21)). Cette équation caractérise le phénomène de diffusion thermique.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda_{ther}}{\rho_v \cdot c} \cdot \Delta T + Q \quad (2.21)$$

Où ΔT désigne ici le Laplacien de la température, Q est un terme qui représente le dégagement de chaleur interne (énergie produite au sein même du matériau), ρ_v est la masse volumique du matériau et c est sa chaleur spécifique massique. La chaleur spécifique ou capacité calorifique massique représente la capacité du matériau à emmagasiner ou restituer la chaleur par unité de masse (quantité de chaleur à apporter à 1 kg du matériau pour élever sa température de 1 °C). Le dégagement de chaleur interne Q est nul dans de nombreux problèmes de thermique, mais dans certains cas, ce terme peut intervenir (production de chaleur par réaction chimique lors de la prise du béton par exemple).

En thermique, on utilise souvent un unique paramètre pour résumer les trois coefficients (conductivité, masse volumique et chaleur spécifique) : la diffusivité thermique a (équation (2.22)). La diffusivité thermique caractérise la capacité d'un matériau continu à transmettre la température par diffusion. Elle dépend de la capacité du matériau à conduire la chaleur (sa conductivité thermique λ_{ther}) et de sa capacité à accumuler la chaleur (capacité thermique $\rho_v \cdot c$). La diffusivité thermique est une grandeur essentielle pour quantifier l'inertie thermique.

$$a = \frac{\lambda_{ther}}{\rho_v \cdot c} \quad (2.22)$$

Dans la littérature, on peut trouver des valeurs de diffusivité thermique assez variable pour le béton (voir tableau 2.2). Dans [USBR, 1977], les valeurs sont directement issues de mesures sur une trentaine de barrages des États-Unis. La variabilité de ce paramètre est en grande partie due à la conductivité dont la valeur semble évoluer avec les techniques de fabrication, de mise en place et de conservation du béton [Stucky et Derron, 1957]. La conductivité des agrégats joue également un rôle important sur la conductivité du béton et peut varier de manière importante suivant leur nature (voir [ICOLD, 2009]). De manière générale, plus la matière est poreuse et plus sa conductivité est faible. Ainsi, les bétons modernes généralement très compacts possèdent une conductivité plus importante que les bétons plus anciens. Cette variation s'observe également lors de l'analyse des données d'auscultation de plusieurs ouvrages : l'inter comparaison d'ouvrages similaires montre que les temps de réponses thermiques peuvent varier de manière notable d'un ouvrage à un autre [Penot, 2005].

Référence	Valeur min [m^2/j]	Valeur max [m^2/j]
[ICOLD, 2009]	0,065	0,149
[Bossoney, 1994]	0,036	0,144
[Stucky et Derron, 1957]	0,037	0,134
[Léger <i>et al.</i> , 1993]	0,049	0,181
[USBR, 1977]	0,051	0,180
[USACE, 1994]	0,045	0,134
[Ardito <i>et al.</i> , 2008]	0,111	
[Daoud, 1997]	0,06	0,144
[Malla et Wieland, 1999]	0,065	0,147
[Carlos, 2011]	0,1	
[ACI, 1996]	0,06	0,149

TABLE 2.2 – Valeurs de la diffusivité thermique a pour différents bétons de masse et selon différents auteurs.

2.3.2 Les échanges thermiques aux frontières du milieu

La diffusion thermique détermine le transfert de chaleur à l'intérieur du barrage. Connaissant la température aux frontières, on peut alors déterminer, par résolution de l'équation de la chaleur, la température en tout point du barrage. Néanmoins, dans la plupart des cas, les températures aux frontières ne sont pas connues et le problème doit être résolu à partir des sources thermiques extérieures. Aux interfaces, les échanges de chaleur avec l'extérieur ont lieu suivant d'autres modes de transfert thermique : la convection et le rayonnement.

2.3.2.1 La convection thermique

Généralement, il y a une différence entre la température à la surface d'un corps et la température du milieu ambiant dans lequel il est plongé. Un transfert de chaleur s'opère alors à l'interface sous l'action de cette différence de température. Ce mode de transfert thermique, appelé convection implique un déplacement macroscopique de la matière. Ce type de transfert n'intervient que pour les fluides ou les échanges entre un solide et un fluide (c'est le fluide en mouvement qui transporte de la chaleur). On distingue alors deux types d'échanges convectifs :

- *La convection naturelle.* Le mouvement du fluide est provoqué par la présence d'un gradient thermique. Du fait de la dilatation thermique, la masse volumique d'un fluide est fonction de la température. Un gradient de température provoque alors une différence de masse volumique au sein du fluide et crée alors un mouvement de convection. Ils sont à l'origine de certains phénomènes océanographiques (courants marins), météorologiques (orages), géologiques (remontées de magma) par exemple.
- *La convection forcée.* Le mouvement du fluide est engendré par un dispositif externe (le vent, un ventilateur, etc.). Le transfert est généralement plus rapide que dans le cas de la convection naturelle.

Dans le cas d'un transfert entre un solide et un fluide, l'expression du flux de chaleur convectif transféré à l'interface entre le fluide ambiant à température T_{amb} et la structure à température

de surface T_S , est la suivante :

$$\vec{\varphi} \cdot \vec{n} = -\lambda_{ther} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S = h_{conv} \cdot (T_{amb} - T_S) \quad (2.23)$$

Où $\vec{\varphi} \cdot \vec{n}$ est la densité de flux thermique traversant l'interface perpendiculairement à celle-ci (\vec{n} est un vecteur unitaire normal à la surface), $\left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S$ est le gradient thermique dans le milieu au niveau de la surface et dans la direction normale à celle-ci, et h_{conv} est le coefficient de transfert thermique convectif.

La température à la surface T_S suit généralement assez bien la température ambiante T_{amb} avec un certain retard et un certain amortissement qui dépendent du coefficient de convection. Une valeur classique utilisée pour le coefficient de convection à l'interface béton-air est de $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$. Le coefficient de convection dépend entre autres de la vitesse du fluide et de la rugosité de la surface. Il peut-être estimé de manière plus précise à partir de formules semi-empiriques issues de la mécanique des fluides et obtenues pour des surfaces verticales dans des conditions de laboratoire [Briffaut *et al.*, 2012] [Davies, 2004] [Kreith, 1967] [Kays et Nedderman, 1974] :

- Pour la convection naturelle :

$$h_{conv} = 0,13 \cdot \left(\frac{g \cdot \beta_f \cdot \Delta T \cdot l_c}{\nu_f \cdot a_f} \right)^{1/3} \cdot \left(\frac{k_f}{l_c} \right) \quad (2.24)$$

- Pour la convection forcée :

$$h_{conv} = 0,664 \cdot \left(\frac{V_f \cdot l_c}{\nu} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{\nu_f}{a_f} \right)^{1/3} \cdot \left(\frac{k_f}{l_c} \right) \quad (2.25)$$

où :

- g est l'accélération gravitationnelle
- β_f est le coefficient de dilatation thermique du fluide
- ΔT est la différence de température entre la surface et le fluide
- l_c est la longueur caractéristique de la surface d'échange (la hauteur de du parement de barrage exposé par exemple)
- ν_f est la viscosité cinématique du fluide
- a_f est la diffusivité thermique du fluide
- k_f est la conductivité thermique du fluide
- V_f est la vitesse du fluide

À partir de ces formules, on peut tracer l'évolution du coefficient de convection en fonction de la vitesse de vent (figure 2.6) (la formule de la convection naturelle est utilisée lorsque la vitesse du vent est nulle et celle de convection forcée lorsque l'on est en présence de vent). D'après [Stucky et Derron, 1957] la vitesse moyenne mensuelle du vent varie généralement entre 1,3 et 8 m/s selon les endroits. Pour des vitesses de vent usuelles (entre 1 et 10 m/s), on s'aperçoit alors que le coefficient de convection peut varier dans une plage de valeur assez large (entre 10 et $45 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$). La vitesse journalière ou instantanée du vent peut atteindre des valeurs beaucoup plus importantes, et le coefficient de convection journalier ou instantané peut alors prendre des valeurs supérieures à $45 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$. Pour simuler les échanges convectifs au pas de temps journalier, il faut alors avoir à l'esprit que ce coefficient de convection peut varier dans une gamme de valeurs très large d'un jour à l'autre.

Dans les modélisations thermo-mécaniques qui seront développées aux chapitres 3, l'effet du vent sera introduit en faisant varier de jour en jour ce coefficient de convection.

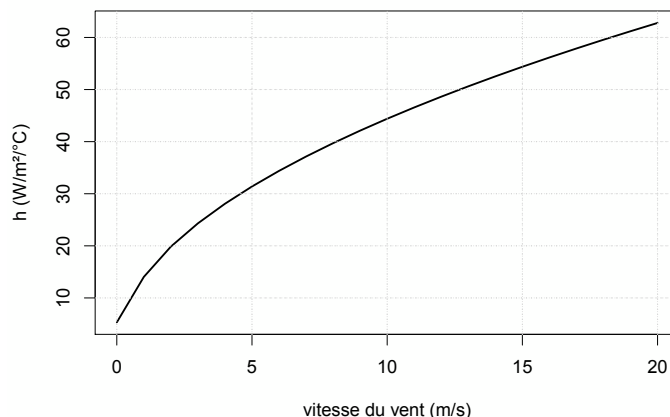


FIGURE 2.6 – Coefficient de convection en fonction de la vitesse du vent.

La résolution analytique d'un problème thermique de conduction avec des conditions aux limites convectives n'est pas toujours possible. Un moyen simple de prendre en compte l'effet convectif en se ramenant à des conditions aux limites de type « température imposée » est de prendre en compte une sur-épaisseur de matière $\Delta L = \lambda_{ther}/h_{conv}$ appelée « sur-épaisseur thermique » [Stucky et Derron, 1957]. En effet, l'équation (2.23) peut se réécrire :

$$T_S = T_{amb} + \underbrace{\frac{\lambda_{ther}}{h_{conv}}}_{\text{sur-épaisseur thermique}} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S \quad (2.26)$$

À partir de l'équation (2.26), on peut voir que cette simplification revient à considérer que la répartition de la température dans la sur-épaisseur thermique est linéaire ($\left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)$ constant dans la sur-épaisseur). Cette simplification n'est valable que lorsque l'épaisseur du milieu est suffisamment grande. Pour un barrage en béton, la sur-épaisseur thermique au niveau de l'interface air-béton est comprise entre 0,04 et 0,17 m [Stucky et Derron, 1957]. Par rapport aux dimensions des barrages en béton, cette sur-épaisseur peut paraître peu importante, notamment lorsque l'on s'intéresse aux variations globales de la température dans l'épaisseur (moyenne et gradient). On verra néanmoins au chapitre 3 que les effets convectifs jouent un rôle non-négligeable sur les déplacements d'un barrage.

Au contact avec l'air, l'effet convectif joue un rôle important. Au contact avec l'eau le coefficient convectif prend des valeurs très élevées de sorte que l'on peut négliger l'effet convectif et considérer que la température de la surface du béton est égale à celle de l'eau. C'est d'autant plus vrai que les variations de la température de l'eau sont très lentes en comparaison à celle de l'air.

2.3.2.2 Le rayonnement thermique

Généralités sur le rayonnement thermique

Le rayonnement thermique est un autre mode de transport de chaleur, qui se produit à distance, de manière quasi-instantanée (vitesse de la lumière), et sans déplacement de matière. Le transfert de chaleur se fait entre deux corps, séparés par du vide ou un milieu transparent, par

l'intermédiaire d'ondes électromagnétiques. Les matériaux ont la propriété d'émettre et d'absorber des photons, lesquels transportent une quantité d'énergie, prélevée sur le corps émetteur et restituée sous forme de chaleur au corps récepteur.

Lorsque le rayonnement électromagnétique rencontre un corps, une partie de celui-ci sera réfléchie, une autre sera transmise, et une dernière sera absorbée. Le comportement d'un matériau face au rayonnement électromagnétique est alors caractérisé par les constantes suivantes qui sont définies entre 0 et 1 :

- la réflectivité ρ_r .
- la transmittivité τ_r .
- l'absorptivité α_r .

L'absorptivité ou coefficient d'absorption α_r représente la part d'énergie du rayonnement incident convertie en chaleur. Lorsque $\alpha_r = 1$, cela signifie que le matériau absorbe toute l'énergie qu'il reçoit, alors qu'une absorptivité nulle signifie au contraire que l'énergie incidente est entièrement réfléchie ou transmise. La somme des parts réfléchie, transmise et absorbée est toujours égale au rayonnement incident de sorte que $\rho_r + \tau_r + \alpha_r = 1$. Un corps transparent est un corps qui transmet l'intégralité du rayonnement incident ($\tau_r = 1$ et $\rho_r = \alpha_r = 0$). Un milieu semi-transparent va transmettre une partie du rayonnement, en absorber une partie et en réfléchir une partie (le verre par exemple). Un corps opaque est un corps qui ne transmet aucun rayonnement ($\tau_r = 0$). Le béton est un corps opaque, il va donc absorber une partie du rayonnement incident et en réfléchir une partie. La figure 2.7 illustre le comportement d'un matériau semi-transparent et opaque face au rayonnement électromagnétique.

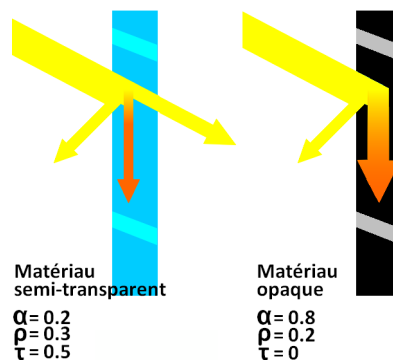


FIGURE 2.7 – Illustration du comportement d'un matériau semi-transparent et d'un matériau opaque face au rayonnement électromagnétique.

Dans la réalité, les coefficients ρ_r , α_r et τ_r dépendent de la longueur d'onde du rayonnement. Le comportement spectral des matériaux dépend de leur nature atomique, moléculaire ou cristalline. Généralement, on peut négliger les dépendances spectrales, et considérer ces quantités indépendantes de la longueur d'onde. Néanmoins, certains milieux (gaz, verre, etc.) ont un comportement très particulier autour de certaines longueurs d'onde et la dépendance spectrale ne peut être négligée (le verre, par exemple, est transparent dans le visible, mais absorbant dans le reste du spectre).

Pour l'étude du rayonnement thermique, on définit un corps de référence appelé « corps noir ». C'est un corps idéal qui absorbe la totalité du rayonnement électromagnétique qui lui parvient ($\alpha_r = 1$ et $\rho_r = \tau_r = 0$). Le corps noir émet un rayonnement, qui se propage dans l'ensemble des directions et dont l'intensité croît avec la température. La densité surfacique M_0 du flux émis par un corps noir est donnée par la loi de Stefan-Boltzmann :

$$M_0 = \sigma_{SB} \cdot T^4 \quad (2.27)$$

Où $\sigma_{SB} = 5,675 \cdot 10^8 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$ est la constante de Stefan-Boltzmann et la température T est exprimée en Kelvin K. Cependant, la plupart des matériaux opaques ne se comportent pas comme des absorbeurs parfaits, et ils réfléchissent une partie du rayonnement qu'ils reçoivent. Ainsi, par opposition au corps noir, les corps dont le coefficient d'absorption est différent de 1 sont dits "gris".

L'intensité du flux émis par un corps gris à une température donnée est plus faible que celle d'un corps noir à la même température. Ainsi, la densité surfacique de flux émis M_{emis} par une surface grise est donnée par un ajustement de la loi de Stefan-Boltzmann :

$$M_{emis} = \varepsilon_r \cdot M_0 \quad (2.28)$$

soit :

$$M_{emis} = \varepsilon_r \cdot \sigma_{SB} \cdot T^4 \quad (2.29)$$

Dans cette nouvelle relation, la constante ε_r est l'émissivité du matériau. La propriété d'émission d'un corps réel est alors caractérisée par son émissivité ε_r qui représente la proportion du rayonnement émis par rapport à celui du corps noir. Ainsi un corps noir, est un corps qui possède une émissivité $\varepsilon_r = 1$.

Le tableau 2.3 donne quelques valeurs d'émissivité d'une surface en béton trouvées dans des études thermiques de barrage. Il est intéressant de noter que l'émissivité du béton peut changer avec sa couleur et donc avec le temps (développement de mousse à la surface par exemple).

Référence	Valeur min [-]	Valeur max [-]
[Léger <i>et al.</i> , 1993], [Daoud, 1997], [Sheibany et Ghaemian, 2005]	0,65	0,9
[Carlos, 2011]	0,9	

TABLE 2.3 – Valeurs de l'émissivité ε_r du béton trouvées dans la littérature.

Les échanges radiatifs avec l'environnement alentour

Les échanges radiatifs avec l'environnement concernent tous les échanges de chaleur par rayonnement entre le barrage et son environnement en dehors du rayonnement solaire qui est traité séparément. Bien qu'il s'agisse du même phénomène, la chaleur transmise par le rayonnement solaire possède des caractéristiques un peu différentes et dépend d'une multitude de paramètres (couverture nuageuse, pollution de l'air, période de l'année, angle d'incidence des rayons solaires par rapport à la surface, etc.) [Daoud, 1997].

Lorsque l'on réalise le bilan radiatif (hors rayonnement solaire), il faut considérer d'une part le rayonnement émis par l'environnement (dont la température est notée T_{amb}) et le rayonnement émis par le barrage (dont la température de surface est notée T_S). La densité de flux surfacique total ϕ_{rad} échangé par rayonnement au niveau de la surface du barrage peut alors s'écrire [Léger *et al.*, 1993] [Agullo *et al.*, 1996] [Sheibany et Ghaemian, 2005] :

$$\phi_{rad} = \varepsilon_r \cdot \sigma_{SB} \cdot (T_{amb}^4 - T_S^4) \quad (2.30)$$

Où ε_r est l'émissivité de la surface en béton. Cette relation peut se réécrire sous la forme :

$$\phi_{rad} = \varepsilon_r \cdot \sigma_{SB} \cdot (T_{amb}^2 + T_S^2) \cdot (T_{amb} + T_S) \cdot (T_{amb} - T_S) \quad (2.31)$$

En considérant que les températures T_{amb} et T_S varient dans des limites relativement étroites, on peut admettre une valeur constante pour $(T_{amb}^2 + T_S^2) \cdot (T_{amb} + T_S)$ [Stucky et Derron, 1957] [Léger *et al.*, 1993], ce qui nous amène à une version linéarisée du bilan radiatif à l'interface qui se ramène alors à une équation d'échange similaire à celle de la convection :

$$\overrightarrow{\varphi_{rad}} \cdot \vec{n} = -\lambda_{ther} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S = h_{rad} \cdot (T_{amb} - T_S) \quad (2.32)$$

Où le coefficient d'échange radiatif $h_{rad} = \varepsilon_r \cdot \sigma_{SB} \cdot (T_{amb}^2 + T_S^2) \cdot (T_{amb} + T_S)$ peut être considéré comme constant dans la mesure où la gamme de variation des températures reste relativement étroite. Ainsi ce coefficient peut être fixé à une valeur comprise entre 4 et 5,5 W/(m²·°C) environ [Stucky et Derron, 1957] [Léger *et al.*, 1993]. De manière équivalente, ce coefficient d'échange radiatif peut s'écrire sous la forme $h_{rad} = \varepsilon_r \cdot 4 \cdot \sigma_{SB} \cdot T^{*3}$ où T^* est une constante qui représente un ordre de grandeur des températures T_{amb} et T_S [Hernot et Porcher, 1984] [Briffaut *et al.*, 2012].

Cette méthode de linéarisation du flux radiatif est relativement classique et se retrouve dans de nombreuses études thermiques [Stucky et Derron, 1957] [Léger *et al.*, 1993] [Mirambell et Aguado, 1990] [Sheibany et Ghaemian, 2005] [Agullo *et al.*, 1996] [Hernot et Porcher, 1984] [Briffaut *et al.*, 2012], etc.. Les non-linéarités du problème mathématique disparaissent, et sa résolution se trouve simplifiée. On peut alors définir une équation d'échange globale (équation (2.33)) qui intègre à la fois les échanges de type convectif et radiatif. On définit alors un coefficient d'échange global h_{glob} qui est la somme des coefficients d'échanges convectif et radiatif ($h_{glob} = h_{conv} + h_{rad}$).

$$\overrightarrow{\varphi_{glob}} \cdot \vec{n} = -\lambda_{ther} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S = h_{glob} \cdot (T_{amb} - T_S) \quad (2.33)$$

D'après [Stucky et Derron, 1957], le coefficient d'échange global dépend dans une large mesure des courants de convection, et, à un moindre degré, de la quantité de chaleur que le corps émet par rayonnement. Il suffit alors de connaître un ordre de grandeur du coefficient d'échange radiatif h_{rad} puisque l'on doit l'additionner au coefficient de convection, qui est plus grand et lui-même souvent très imprécis. Au total, le coefficient d'échange global h_{glob} au contact peut varier entre 15 et 50 W/(m²·°C) environ [Stucky et Derron, 1957] en fonction principalement de la vitesse du vent.

C'est cette approche de linéarisation des flux radiatifs qui sera exploitée pour nos simulations.

2.3.2.3 Le rayonnement solaire

Bien qu'étant de la catégorie du rayonnement thermique, le rayonnement solaire est généralement pris en compte de manière séparée. Le rayonnement solaire apporte une énergie thermique très importante à la surface de la Terre dont l'intensité dépend de nombreux facteurs tels que l'orientation de la surface impactée par rapport aux rayons incidents, laquelle dépend en outre de la situation géographique du lieu, de la saison et de l'heure de la journée. Par ailleurs, l'atmosphère joue également un rôle important par absorption, diffusion et réfraction du rayonnement

qui la traverse. Ainsi, le rayonnement solaire impactant une surface inclinée dépend de l'état de la couche atmosphérique (composition, nébulosité, etc.). Enfin, le milieu environnant joue aussi un rôle sur le rayonnement perçu (réflexion des rayons, effets d'ombre, etc.). Du fait de ces nombreux paramètres, le calcul de la quantité de rayonnement solaire qui impacte une surface est donc très complexe. Afin de tenir compte du rayonnement solaire de manière précise, il est alors nécessaire d'exploiter des mesures.

Détermination du rayonnement solaire impactant une surface inclinée à partir d'une mesure sur une surface horizontale

Généralement, les mesures de rayonnement que l'on peut trouver concernent des surfaces horizontales. La quantité de rayonnement solaire perçue par une surface d'orientation quelconque peut être assez différente de celle mesurée sur une surface horizontale et les évolutions temporelles peuvent également largement différer [Stucky et Derron, 1957] (par exemple, une surface verticale située dans l'hémisphère nord et orientée vers le sud percevra plus de rayonnement solaire en hiver qu'en été alors que c'est l'inverse pour une surface horizontale). Plusieurs méthodes existent dans la littérature pour estimer le rayonnement solaire impactant un plan incliné à partir d'une mesure sur une surface horizontale [Geymard, 1993] [Benkacali et Gairaa, 2009] [Duffie et Beckman, 1991] [Wlodarczyk et Nowak, 2009] [Kambezidis *et al.*, 1997] [Iqbal, 1983], etc.. La méthode choisie ici est basée sur l'approche initialement développée par Liu et Jordan [Liu et Jordan, 1960] [Liu et Jordan, 1961] [Liu et Jordan, 1963]. Cette approche a été approfondie et utilisée dans de nombreuses études et notamment pour la modélisation thermo-mécanique des barrages en béton [Agullo *et al.*, 1996] [Labibzadeh *et al.*, 2010].

Les calculs permettant l'estimation du rayonnement solaire impactant une surface d'inclinaison quelconque à partir d'une mesure sur une surface horizontale sont détaillés dans l'annexe E et le principe de la méthode est résumé par la figure 2.8.

Prise en compte du rayonnement solaire dans l'équation d'échange à l'interface

Une fois connue la quantité de rayonnement solaire absorbé par la surface inclinée I_{abs}^{jour} , celle-ci peut être intégrée à l'équation d'échange (équation (2.33)) qui prend alors la forme suivante :

$$-\lambda_{ther} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S = h_{glob} \cdot (T_{amb} - T_S) + \Phi_{sol} \quad (2.34)$$

Où Φ_{sol} est la densité de flux de chaleur à l'interface qui provient du rayonnement solaire. Φ_{sol} est exprimé en W/m² et est simplement défini par :

$$\Phi_{sol} = \frac{I_{abs}^{jour} \cdot 10^6}{24 \cdot 3600} \quad (2.35)$$

Il est alors intéressant de remarquer que le flux de chaleur apporté par le rayonnement solaire peut s'interpréter par une majoration de la température du milieu ambiant. En effet, l'équation (2.34) peut se réécrire :

$$-\lambda_{ther} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S = h_{glob} \cdot \left(\left(T_{amb} + \frac{\Phi_{sol}}{h_{glob}} \right) - T_S \right) \quad (2.36)$$

Le rayonnement solaire absorbé par le parement se divise alors en deux parts : une première part est transmise dans le milieu par conduction et une autre part est évacuée par convection/rayonnement du fait que la température du mur est supérieure à celle du milieu ambiant. Plus le coefficient de convection/radiation h_{glob} sera important (vent fort) et plus la chaleur

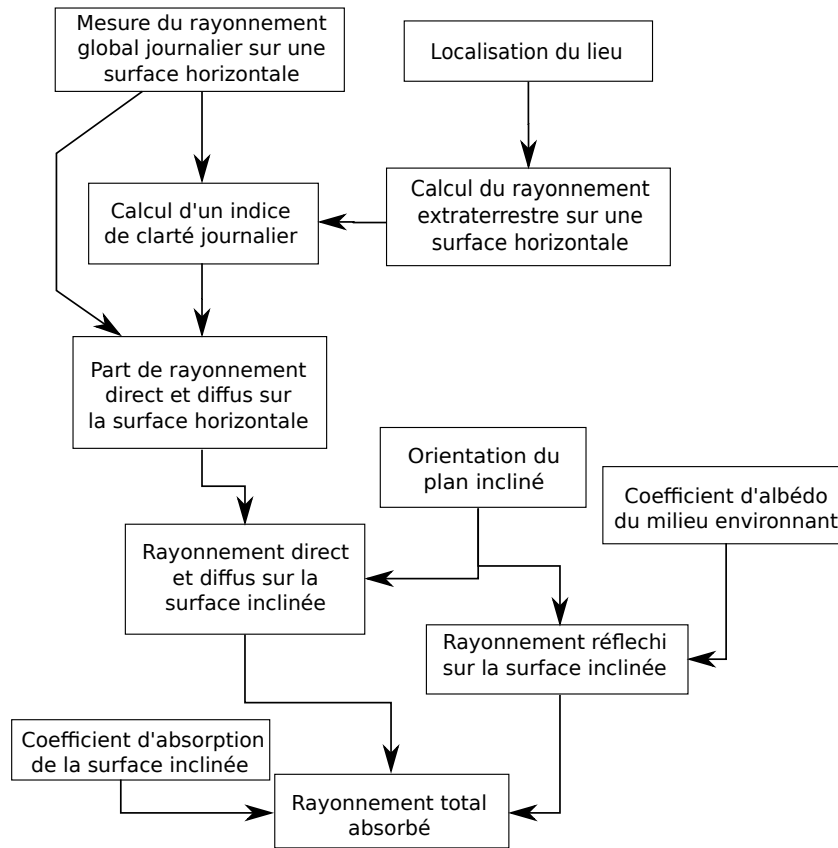


FIGURE 2.8 – Diagramme de principe de calcul du rayonnement solaire absorbé par une surface inclinée à partir du rayonnement solaire mesuré sur une surface horizontale.

apportée par le rayonnement solaire sera limitée. À l'échelle de la journée, un barrage va accumuler de la chaleur par le rayonnement solaire pendant la journée et va il en émettre à son tour vers le ciel et vers le terrain avoisinant pendant la nuit lorsqu'il est plus chaud que l'atmosphère.

Les barrages étant généralement situés en environnement montagneux, le terrain alentour peut également jouer un rôle en diminuant l'impact du rayonnement solaire direct par des effets d'ombres. De plus, les barrages-voûtes, de par leurs formes, ne reçoivent pas une quantité uniforme de rayonnement sur leurs parements. Ces effets sont très complexes et nécessitent des modélisations poussées [Feng *et al.*, 2010] si l'on veut en tenir compte de manière précise. Une approche simple pour tenir compte des effets d'ombre peut toutefois consister à minorer l'absorptivité de la surface exposée.

Dans les modélisations thermo-mécaniques du chapitre 3, l'effet du rayonnement solaire sera pris en compte en terme de flux (équation (2.34)), mais de manière uniforme sur les parements amont et aval. Des mesures de flux sur une surface horizontale permettront de calculer les flux absorbés par les parements.

2.3.2.4 La température de l'air

La température du milieu ambiant T_{amb} utilisée dans l'équation d'échange (équation (2.34)) est la température de l'air T_{air} . Celle-ci joue donc un rôle sur les échanges convectifs et radiatifs du barrage au niveau des parements exposés à l'air.

La température de l'air suit une évolution saisonnière globalement prévisible, mais des écarts à cette évolution peuvent parfois être importants (période de canicule, hiver rigoureux, etc.). La température de l'air n'est pas exactement la même chaque année à la même période. Par ailleurs, en moyenne annuelle, cette température peut également évoluer (réchauffement climatique, cycle solaire, etc.). La température de l'air est donc une variable assez complexe qui dépend fortement du rayonnement solaire (c'est la chaleur apportée par le rayonnement solaire qui réchauffe l'air), mais aussi les mouvements d'air à l'échelle des continents (dépression de Sibérie, anticyclone des Açores, etc.), et donc de la saison et de la localisation sur la terre, mais également du climat local (pluie, vent, nébulosité, qualité de l'atmosphère, etc.) et de l'altitude du lieu considéré.

Tenir compte précisément de la température de l'air nécessite d'avoir une mesure de celle-ci au niveau du barrage étudié, la température de l'air pouvant avoir une variabilité spatiale importante. Dans les modèles statistiques, une mesure parfois éloignée du barrage peut néanmoins convenir en première approche dans la mesure où il existe une bonne corrélation entre cette température et la température locale ressentie par l'ouvrage. Une étude détaillée de l'influence de cette température sur la performance des modèles statistiques sera menée à la fois au chapitre 4 sur un cas heuristique et au chapitre 5 sur un cas réel.

2.3.2.5 La température de l'eau

La partie du parement amont en dessous du niveau de la retenue est exposée à la température de l'eau T_{eau} . Les variations temporelles de cette température étant assez lentes, on peut généralement considérer que la température du parement est égale à celle de l'eau et négliger les effets convectifs au niveau de cette interface.

Un lac n'a pas une température homogène sur la hauteur. La stratification thermique d'un lac correspond à la formation de couches d'eau générées par une différence de densité. Le comportement thermique d'un lac est alors dicté par l'évolution de sa densité avec la température.

Au lieu d'augmenter continuellement pendant son refroidissement, l'eau voit sa densité diminuer lorsque sa température passe en dessous de 4 °C (y compris au cours du gel). On parle alors d'anomalie dilatométrique, c'est-à-dire que pour des températures inférieures à 4°C, l'eau se dilate lorsque sa température baisse. L'anomalie dilatométrique de l'eau s'explique par la formation de chaînes moléculaires par liaison hydrogène. La structure cristalline solide due à ces liaisons prend plus de place que les molécules disjointes et mobiles de l'état liquide. Le processus de solidification de l'eau est progressif, expliquant ainsi l'existence de molécules d'eau liées à l'état liquide. La densité de l'eau évolue donc avec la température et atteint son maximum pour 4°C. La figure 2.9 montre l'évolution de la densité de l'eau avec la température entre 0 et 10°C [Marsh, 1987]. Au-delà de 10°C la densité de l'eau continue de décroître très rapidement avec la température.

L'anomalie dilatométrique de l'eau est essentielle à la présence de la vie dans les lacs situés en zones froides. Ainsi, durant l'hiver, en refroidissant en dessous de 4°C les eaux de surfaces ne « coulent » pas au fond du lac, empêchant ainsi le refroidissement des eaux plus profondes par convection. Les eaux profondes, ainsi protégées, peuvent continuer à héberger des formes de vie même si une couche de glace se forme en surface. Si la densité maximale de l'eau était atteinte pour une température de 0°C, les lacs pourraient geler entièrement et la vie ne serait alors pas possible.

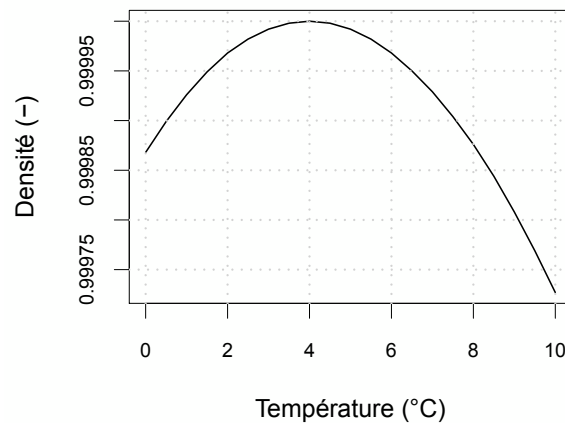


FIGURE 2.9 – Évolution de la densité de l'eau en fonction de la température entre 0 et 10°C.

La figure 2.10 illustre le comportement thermique d'un lac lors d'un cycle annuel. La période estivale est la période de l'année où la stratification thermique est la plus marquée. Dans les lacs suffisamment profonds, on peut alors distinguer trois couches d'eau distinctes. La couche supérieure, appelée « épilimnion », est la plus chaude. La température de l'épilimnion reste relativement uniforme, le brassage de l'eau dans la couche étant assuré par l'action du vent. Cette couche étant la plus chaude, elle est aussi la moins dense et flotte alors sur les deux autres. La couche intermédiaire, appelée « métalimnion », est une couche d'épaisseur relativement faible dans laquelle la température (et la densité) varie très rapidement avec la profondeur. À l'intérieur du métalimnion, on trouve alors la « thermocline », qui correspond à la profondeur où le gradient vertical de densité est maximal. La thermocline constitue en quelque sorte une barrière qui empêche le mélange des eaux de l'épilimnion avec celle de l'hypolimnion. La dernière couche, appelée « hypolimnion », est la plus froide donc la plus dense et donc la plus profonde. Dans l'hypolimnion, la température ne varie pas beaucoup, et le brassage de l'eau est limité, car elle est à l'abri du vent.

À l'automne, lorsque la température de l'air et l'intensité du rayonnement solaire diminuent, l'eau de l'épilimnion se refroidit et sa densité rejoint peu à peu celle des couches inférieures auxquelles elle peut alors se mélanger. Lorsque la densité de la couche de surface sera plus importante que celle des couches inférieures, ces dernières, plus chaudes vont remonter en surface et se refroidir à leur tour. Rapidement, sous l'action de cette convection naturelle (sans vent) ou forcée (par l'action du vent), la thermocline disparaît et l'ensemble de la colonne d'eau s'homogénéise, c'est le brassage automnal. Par ce phénomène, la température moyenne du lac peut chuter très rapidement.

Durant l'hiver, la température de l'ensemble de la colonne alors homogénéisée va continuer à diminuer jusqu'à atteindre 4°C. Lorsque l'eau de surface continue de se refroidir en dessous des 4°C, celle-ci devient alors moins dense que celle en profondeur. Une stratification thermique inversée se met alors en place et une couche de glace peut apparaître en surface. En présence de glace à la surface, la colonne d'eau reste isolée de l'action du vent et permet ainsi un maintien de la stratification thermique tout au long de l'hiver.

Pendant le printemps, la température au fond d'un lac se situe généralement autour de 4°C et l'eau des couches supérieures est plus froide. L'augmentation conjointe de la température de l'air

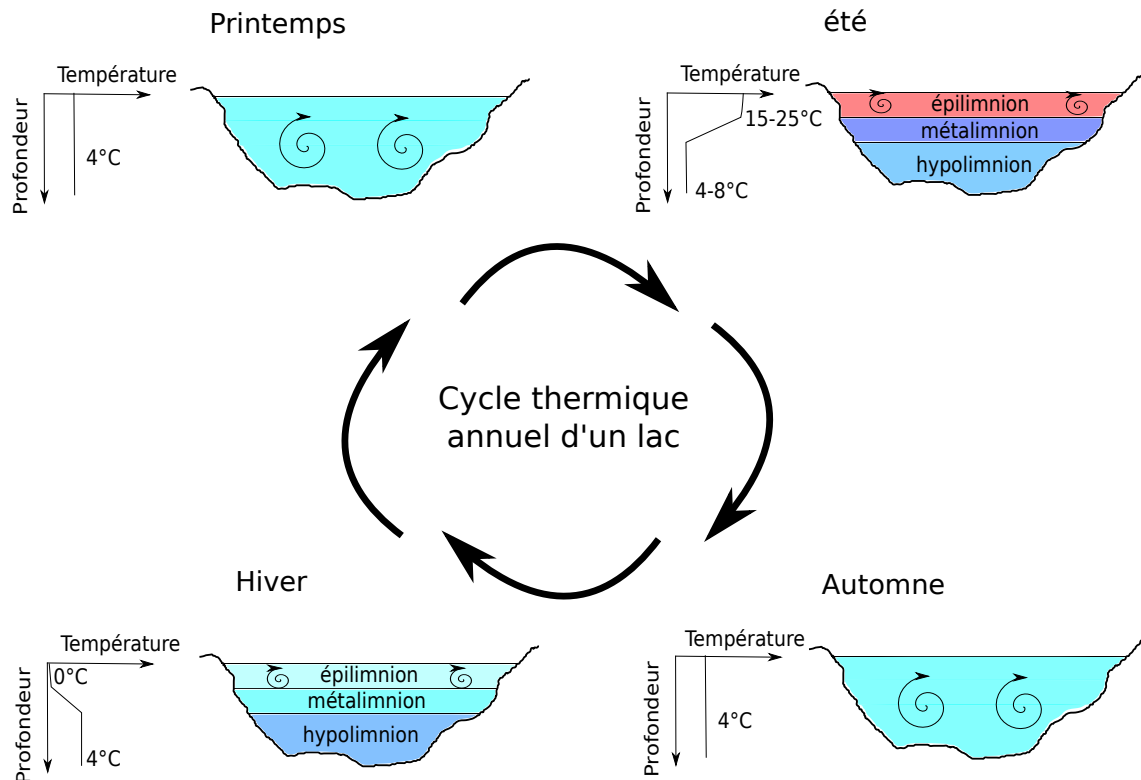


FIGURE 2.10 – Représentation schématique du cycle thermique d'un lac.

et de l'intensité du rayonnement solaire fait fondre dans un premier temps l'éventuelle couche de glace présente en surface. Par ailleurs, l'eau froide qui provient de la fonte de neige peut empêcher le lac de se réchauffer pendant un temps. Lorsque la température de l'eau de surface atteint enfin celle de la couche inférieure, l'eau du lac peut se mélanger : c'est le brassage printanier. Ce mélange convectif perdure jusqu'à l'homogénéisation complète de la colonne d'eau à 4°C. Suite au brassage, l'eau de surface peut continuer de se réchauffer et sa densité diminue alors par rapport à celle des couches inférieures plus froides empêchant alors les couches de se mélanger. On retrouve alors progressivement la stratification thermique d'été.

Il est intéressant de noter que le réchauffement moyen du lac en été est beaucoup plus lent que son refroidissement en hiver. En effet, avec le jeu des densités, le refroidissement est favorisé par les effets convectifs, alors que le réchauffement ne l'est pas.

La stratification thermique et son comportement saisonnier peuvent varier en fonction du climat et de la morphologie du lac. Un lac trop profond par rapport à sa superficie peut ne pas être entièrement brassé lors des brassages printaniers et automnaux. De même, un lac trop peu profond et exposé au vent ne verra pas s'établir de véritable stratification thermique. Par ailleurs, l'évolution de la température dépend fortement de l'ensoleillement et de l'intensité du rayonnement solaire qui permettent le réchauffement des eaux de surface et peuvent fortement varier d'un lieu à un autre. L'exposition au vent joue également un rôle important dans la mesure où il facilite le mélange des masses d'eau [Salençon et Calmels, 1994]. Enfin, les flux entrants et sortants (rivières, fonte des neiges, pompes, prises d'eau, etc.) sont également très importants, notamment pour un lac de retenue où la profondeur des prises d'eau, et la gestion hydraulique de l'aménagement (débits turbinés, etc.) peuvent influencer sur la circulation locale de l'eau et modifier la structure thermique du lac [Vivier, 1963]. Par ailleurs, la température qui nous intéresse dans notre étude est celle à l'interface eau-béton, laquelle peut être influencée

par le gradient vertical de température du béton.

La stratification thermique d'un lac est donc un phénomène complexe à modéliser, d'une part parce que c'est un phénomène instable (le brassage se déclenche pour une petite perturbation de température et/ou de vent) et d'autre part parce qu'il fait intervenir de nombreux paramètres et données d'entrée. Plusieurs modèles complexes existent dans la littérature [Belolipetsky *et al.*, 2010] [Bonnet *et al.*, 2000] [Gal *et al.*, 2003] [Salençon, 1997] [Antonopoulos et Gianniou, 2003], etc., et peuvent prendre en compte les différentes influences (rayonnement solaire, diffusion thermique, convection, flux entrants et sortants, vent, etc.). Ces modèles peuvent donner des résultats très précis si les données d'entrée (vitesse et direction du vent, températures et débits des flux entrants, débits des flux sortants, rayonnement solaire incident, couverture nuageuse, température de l'air, humidité, etc.) sont parfaitement connues et les modèles bien calibrés.

Afin de tenir compte de la température de l'eau pour calculer le champ thermique d'un barrage, il semble donc plus judicieux de partir directement de mesures de cette température. En l'absence de mesure sur la profondeur, il est possible de reconstituer un profil de température à partir de la température à la surface et de celle au fond du réservoir en utilisant un modèle d'interpolation avec une forme exponentielle [Bofang et Zhanmei, 1990] [Ardito *et al.*, 2008]. C'est une combinaison de ces deux approches que nous avons retenue pour nos simulations.

2.3.2.6 L'effet thermique induit par les variations du niveau de la retenue

Le parement amont d'un barrage est à la fois exposé à la température de l'air (et donc aux effets convectifs et radiatifs) et au rayonnement solaire pour sa partie supérieure (au-dessus du niveau de la retenue) et à la température de l'eau pour la partie inférieure au niveau de la retenue. Le niveau de la retenue n'étant pas fixe au cours du temps, il y a une zone du parement (zone de marnage) qui est alternativement exposée à l'air ou à l'eau selon les périodes de remplissage et de vidange de la retenue.

Les conditions aux limites thermiques sur le parement amont sont donc directement liées aux variations du niveau de la retenue, qui doivent alors être prises en compte lorsque l'on veut réaliser une analyse thermique fine. Ces variations peuvent en effet avoir une importance non négligeable sur le comportement thermique du barrage. Ainsi, une hausse importante du niveau de la retenue en été va, par exemple, avoir tendance à refroidir la partie amont du barrage (l'eau étant plus froide que l'air ambiant à cette période) et donc à contracter le béton dans cette zone pouvant induire un déplacement vers l'amont pour un barrage-poids par l'effet du gradient thermique (effet prédominant pour ce type de barrage). Pour un barrage-voûte, l'effet induit est plus difficile à décélérer, la température moyenne et le gradient de température jouant dans ce cas là des rôles contradictoires (la température moyenne va avoir tendance à déplacer le barrage vers l'aval tandis que le gradient va avoir tendance à le déplacer vers l'amont). Néanmoins, du fait de l'inertie thermique, le gradient réagit plus vite que la moyenne (voir section 2.4.2.2), et l'on peut alors penser que le barrage va d'abord partir vers l'amont avant de se repositionner vers l'aval.

Pour ces raisons, les modélisations statistiques développées dans cette thèse intégreront cet effet. Dans une première approche, la température amont sera moyennée sur sa hauteur puis dans un second temps, une discrétisation de l'ouvrage sur sa hauteur permettra de tenir compte précisément de cet effet.

2.3.2.7 Transfert de chaleur par les fondations

Au niveau de l'interface entre le barrage et la fondation, le transfert de chaleur peut être approché par un transfert de type conductif. On considère alors l'ensemble « barrage + fondation » à l'intérieur duquel les transferts thermiques se font par conduction.

La température de la fondation est généralement mal connue, mais peut-être estimée de la même manière que la température dans le barrage. Il faut alors déterminer les conditions aux limites thermiques aux interfaces de la fondation avec l'air (à l'aval) et avec l'eau (à l'amont).

Dans la fondation, un flux géothermique vertical peut exister. Celui-ci provient du noyau terrestre en fusion et peut-être assez variable suivant la localisation, en fonction essentiellement de la structure et de la composition des roches, ainsi que de la présence de source de chaleur (activité magmatique) proche de la croûte terrestre. Ainsi, le flux géothermique est responsable d'une augmentation de température avec la profondeur pouvant aller de $9^{\circ}\text{C}/\text{km}$ jusqu'à $36^{\circ}\text{C}/\text{km}$ [Porras Velásquez, 2007]. Son amplitude dans la croûte terrestre est généralement comprise entre 10^{-2} et $10^{-1} \text{ W}/\text{m}^2$. Dans les couches supérieures du sol, à faible profondeur (de 0 à 20 m), le gradient géothermique peut généralement être négligé [Cunat, 2012]. Par ailleurs, ce flux ne joue aucun rôle sur l'évolution temporelle des déplacements du barrage dans la direction amont-aval. Dans nos simulations, ce flux sera alors négligé à la base de la fondation.

Enfin, la percolation de l'eau dans le rocher à l'amont du barrage et sous le barrage peut provoquer un refroidissement/réchauffement par advection.

2.3.2.8 Autres

D'autres perturbations thermiques peuvent également exister, mais sont généralement négligées lors des analyses thermiques. Il peut s'agir du refroidissement/réchauffement du parement aval sous l'effet de la pluie ou encore d'un déversement. Le transfert de chaleur par advection due à la percolation de l'eau du barrage dans sa partie amont peut aussi exister dans le cas d'une mauvaise étanchéité du parement amont (cet effet sera analysé dans le chapitre suivant).

2.4 Calcul du champ thermique dans le barrage

Pour déterminer le champ de température dans un barrage, il s'agit de résoudre l'équation de la chaleur (équation (2.21)) dans le corps du barrage avec les conditions aux limites décrites dans la section 2.3.2 et résumées par la figure 2.11.

Le problème peut être résolu au moyen de modélisations aux éléments finis [Léger *et al.*, 1993] [Sheibany et Ghaemian, 2005] [Ardito *et al.*, 2008] [Daoud, 1997] [Labibzadeh et Khajehdezfoly, 2011] [Malla et Wieland, 1999] [Schlar Leitão, 2011], etc.. Ces modélisations peuvent être assez complexes et coûteuses à mettre en œuvre en fonction des hypothèses retenues pour la modélisation des différents phénomènes. Leur avantage est néanmoins de pouvoir reproduire fidèlement la géométrie de la structure, de tenir compte des lois d'échanges convectifs et des flux imposés (rayonnement solaire, flux géothermique, etc.) et de prendre en compte les effets tri-dimensionnels.

Néanmoins, dans un objectif d'analyse des données d'auscultation, une méthode simplifiée d'estimation des déplacements thermiques doit être mise en place. Il a été vu dans la section 2.2 que l'on n'a pas besoin de connaître l'intégralité du champ thermique pour remonter aux déplacements. D'après l'équation (2.17), la connaissance de la température moyenne et du gradient de

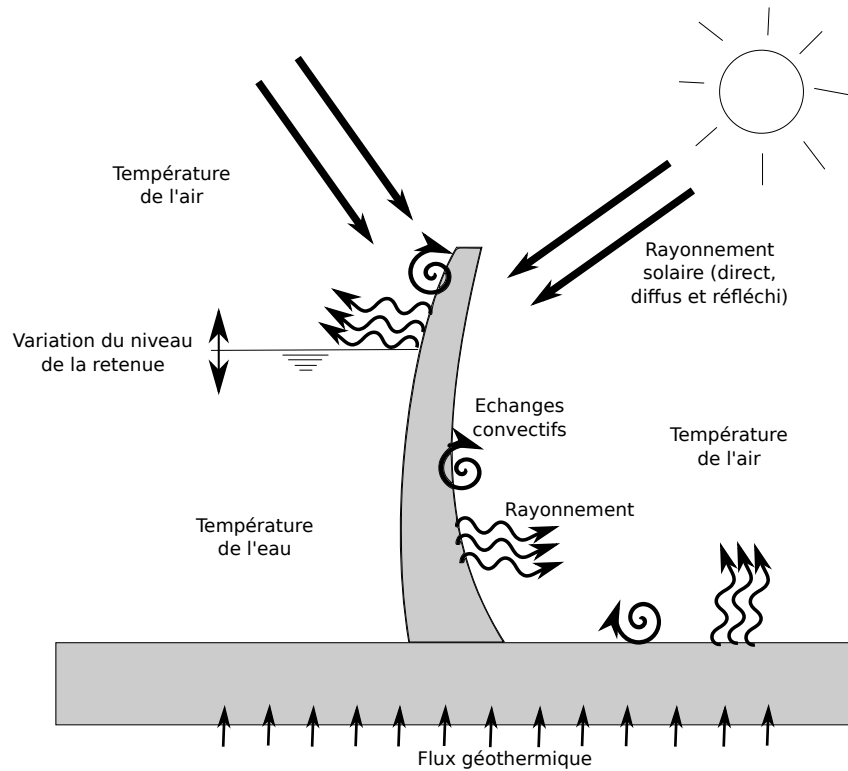


FIGURE 2.11 – Représentation schématique des conditions aux limites thermiques.

température dans l'épaisseur de l'ouvrage le long de plusieurs sections unidimensionnelles peut constituer une approximation suffisante. Par ailleurs, on peut considérer que les transferts de chaleur dans le barrage sont correctement représentés par un problème unidimensionnel [Fannelli et Giuseppetti, 2001] [Léger et Seydou, 2009]. Cette hypothèse a notamment été adoptée dans plusieurs études [Stucky et Derron, 1957] [Agullo *et al.*, 1996]. Le problème à résoudre se résume alors à N problèmes de conduction 1D (figure 2.12), N étant le nombre de sections horizontales choisies pour discrétiser l'intégrale de l'équation (2.17).

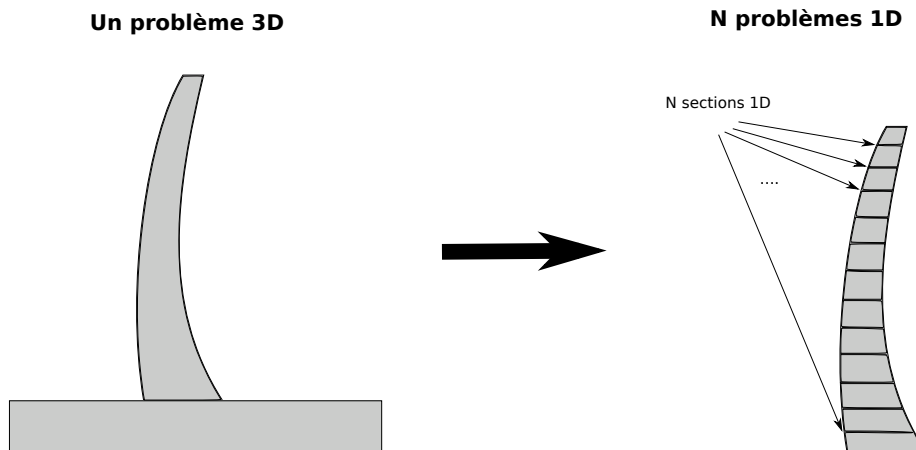


FIGURE 2.12 – Schéma de simplification du problème de conduction 3D en plusieurs problèmes de conduction 1D.

2.4.1 Validation de l'approche unidimensionnelle

Afin de valider l'hypothèse de transfert thermique unidimensionnel, une modélisation par la méthode des éléments finis a été mise en place (voir section 3.3 pour plus de détail). Cette modélisation 2D d'un barrage-poids prend en compte la température de l'air, de l'eau et les variations de la cote de retenue à partir des données réelles recueillies pour cet ouvrage (barrage d'Izourt).

Il faut souligner que la modélisation 2D ne permet pas de prendre en compte les éventuels transferts thermiques dans la direction rive droite-rive gauche. Ainsi, cette modélisation nous permet d'avoir une idée de l'erreur commise par l'approche 1D du fait des transferts thermiques dans la direction verticale uniquement. Néanmoins, les transferts thermiques dans la direction rive droite-rive gauche sont considérés comme faibles en comparaison à ceux qui peuvent avoir lieu dans la direction verticale, les conditions aux limites étant relativement homogènes pour une élévation donnée (les principales variations peuvent venir du rayonnement solaire (parement courbé sur un barrage-voûte et effets d'ombres)), mais très hétérogène dans la direction verticale (stratification thermique de la température de l'eau, changement brusque de température entre la partie du parement amont sous le niveau de la retenue et celle au-dessus). Par ailleurs, les variations d'épaisseur de l'ouvrage sont généralement plus faibles dans la direction rive droite-rive gauche que dans la direction verticale.

D'un point de vue théorique, l'hypothèse de transfert thermique 1D est parfaitement vérifiée pour un mur 2D d'épaisseur constante, de hauteur infinie et sur lequel les conditions aux limites sont homogènes sur la hauteur. Ainsi, dans le cas, d'un barrage, on s'éloigne de ce cas parfait pour plusieurs raisons :

- Le barrage n'a pas une hauteur infinie. La crête et la base de l'ouvrage sont donc particulièrement impactées par des flux verticaux.
- Le barrage n'a pas une épaisseur constante, ce qui tend à créer une légère distorsion de la direction des flux qui ne sont plus parfaitement horizontaux.
- Sur le parement amont, la condition aux limites n'est pas homogène sur la hauteur. Elle est homogène sur la partie dénoyée, et varie lentement avec la hauteur sur la partie noyée, mais change de manière brutale à l'interface air-eau. Des flux verticaux sont alors générés par cette hétérogénéité de la condition aux limites, et ceux-ci peuvent être particulièrement importants au niveau de la zone de marnage.

En sortie du calcul aux éléments finis, le champ thermique 1D est extrait sur plusieurs sections horizontales espacées d'un mètre sur la hauteur de l'ouvrage. La température moyenne et le gradient thermique sur chacune des sections sont alors calculés et comparés à ceux obtenus par des calculs 1D sur les mêmes sections. Ainsi pour chaque section une erreur relative entre la modélisation 1D et 2D est calculée par la formule :

$$\text{Erreur relative (\%)} = \frac{\text{Moyenne sur la période d'analyse de } |T_{M,2D} - T_{M,1D}|}{\text{Amplitude de } T_{M,2D}} \quad (2.37)$$

où $|T_{M,2D} - T_{M,1D}|$ est la valeur absolue de la différence entre la température moyenne calculée par le modèle 2D et calculée par le modèle 1D. La même erreur relative est également calculée sur chaque section pour le gradient thermique. De la même manière, on calcule sur chaque section, la corrélation linéaire (voir annexe F) entre la température moyenne calculée par le modèle 1D et calculée par le modèle 2D (idem pour le gradient thermique). Il est intéressant de regarder la corrélation en plus de l'erreur relative, car lors de l'application d'un modèle de régression linéaire multiple, même si les signaux issus du calcul 1D sont différents des signaux réels en terme d'erreur relative, il suffit qu'ils soit très corrélés aux signaux réels pour que le modèle fonctionne.

La figure 2.13 montre l'évolution sur la hauteur de ces deux critères (erreur relative et corrélation) à la fois pour la température moyenne et le gradient de température. On s'aperçoit que les écarts entre la modélisation 1D et la modélisation 2D restent relativement faibles (autour de 5%). Ces écarts deviennent plus importants à la base de l'ouvrage et en crête où les effets 2D sont les plus importants. Même si les écarts sont importants, en terme de modélisation statistique, il suffit que les signaux issus des modèles 1D et 2D soient bien corrélés entre eux. On s'aperçoit (figure 2.13b) que la corrélation est très bonne pour la température moyenne (supérieure à 0,99) sauf pour la crête de l'ouvrage. Pour le gradient, la corrélation est un peu moins bonne notamment au niveau de la zone de marnage (le niveau moyen de la cote de retenue se situe à 27 m de hauteur) et en crête. Néanmoins, à part pour la crête de l'ouvrage, la corrélation reste supérieure à 0,98.

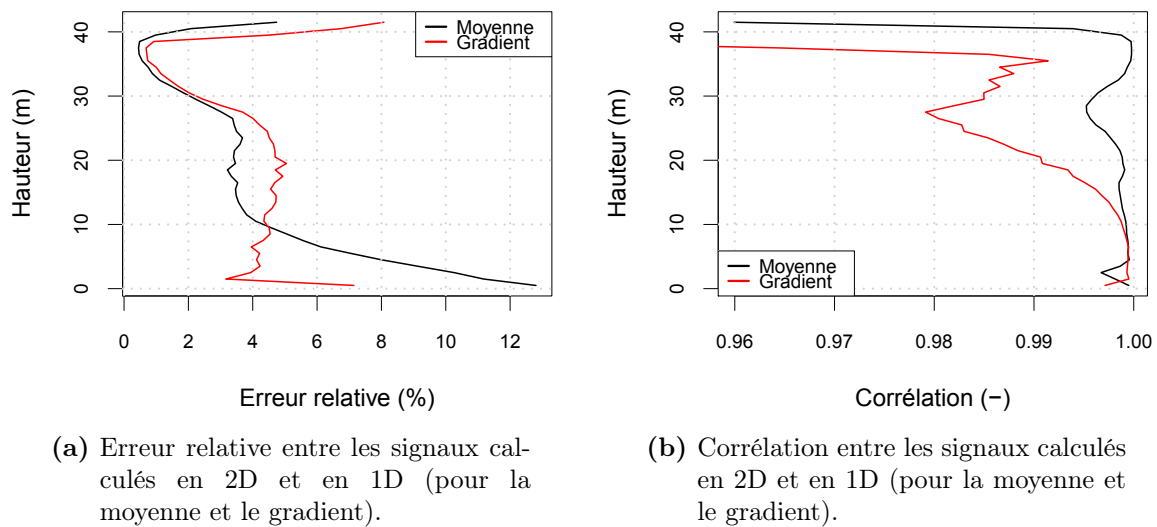


FIGURE 2.13 – Comparaison en terme d'erreur relative (2.13a) et de corrélation statistique (2.13b) des signaux de moyenne et de gradient calculés par un modèle 2D et par un modèle 1D.

Les figures 2.14, 2.15 et 2.16 comparent les évolutions temporelles des signaux de température moyenne et de gradient thermique calculés par les modélisations 2D et 1D pour 3 sections différentes (en crête, à mi-hauteur et la base de l'ouvrage). On peut noter alors une bonne concordance entre les signaux obtenus par les deux approches.

Afin d'estimer l'erreur commise sur les déplacements de l'ouvrage entre les approches 1D et 2D, une nouvelle modélisation aux éléments finis a été développée. Celle-ci est identique à la précédente pour ce qui est de la géométrie, du maillage des conditions aux limites et des propriétés des matériaux hormis la conductivité thermique dans le corps du barrage qui est orthotrope : les transferts thermiques dans le barrage se font donc uniquement dans la direction horizontale. Ainsi, les champs thermiques extraits de ce modèle sur chacune des sections sont parfaitement identiques à ceux de l'approche 1D. En comparant les déplacements obtenus avec cette modélisation (diffusion orthotrope) à ceux de la modélisation précédente (diffusion isotrope), on compare finalement l'erreur en déplacement induite par le calcul thermique 1D en comparaison au calcul thermique 2D (figure 2.17). On observe une très bonne concordance des deux déplacements avec une amplitude légèrement sous-estimée dans le cas du calcul 1D. L'erreur relative est alors très faible (3,9%), et la corrélation excellente (0,997).

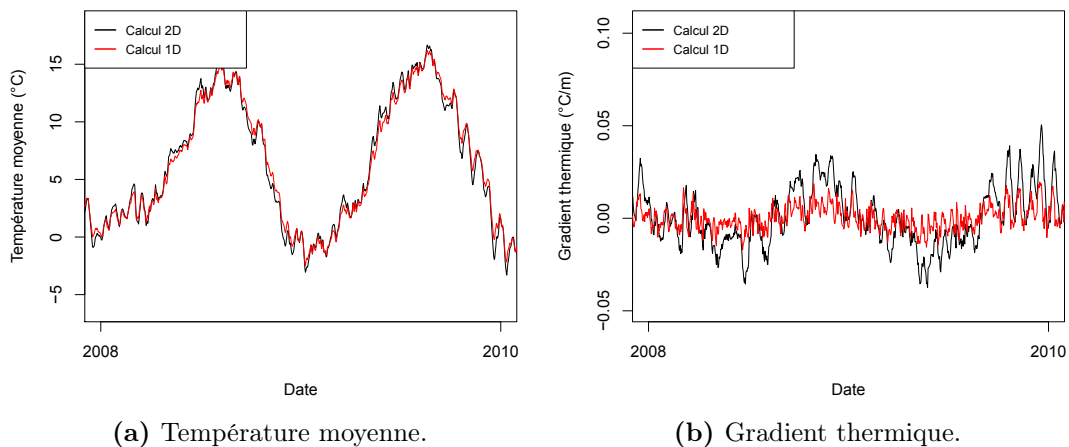


FIGURE 2.14 – Évolution temporelle de la température moyenne et du gradient thermique calculés par les modèles 1D et 2D sur une section située en crête de l'ouvrage.

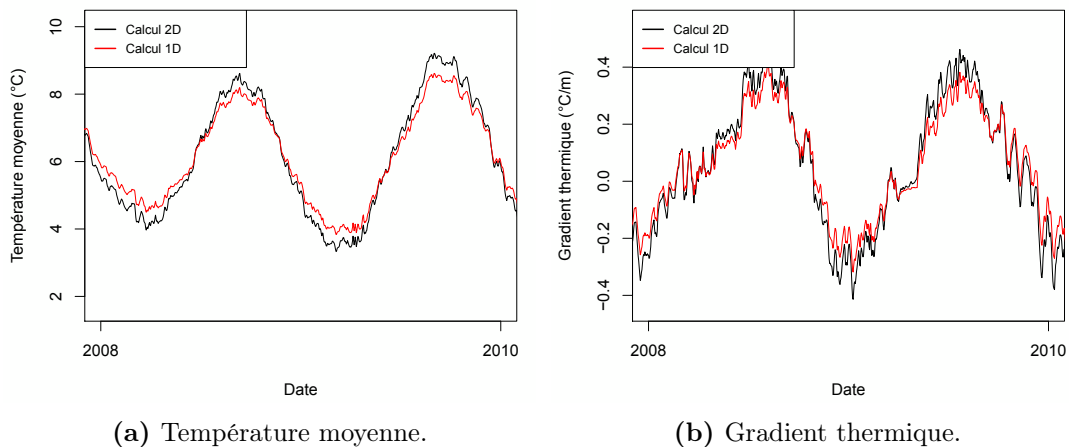


FIGURE 2.15 – Évolution temporelle de la température moyenne et du gradient thermique calculés par les modèles 1D et 2D sur une section située à mi-hauteur.

Ces modélisations permettent donc de valider l'approche 1D qui donne des résultats très proches de ceux obtenus par l'approche 2D (à la fois en terme de températures et de déplacements). Par extension, les variations des conditions aux limites thermiques étant principalement dans la direction verticale, on peut considérer que l'approche 1D est également fiable pour représenter les transferts thermiques dans un barrage en 3D. Par ailleurs, les modélisations réalisées ici sur un barrage-poids, dont l'épaisseur évolue rapidement avec la hauteur, sont plutôt défavorables par rapport au cas d'un barrage-voûte dont l'épaisseur évolue peu sur la hauteur. Néanmoins, les écarts observés sur les déplacements (même faibles) montrent que cette approche 1D induit nécessairement une certaine incertitude pour les modèles statistiques.

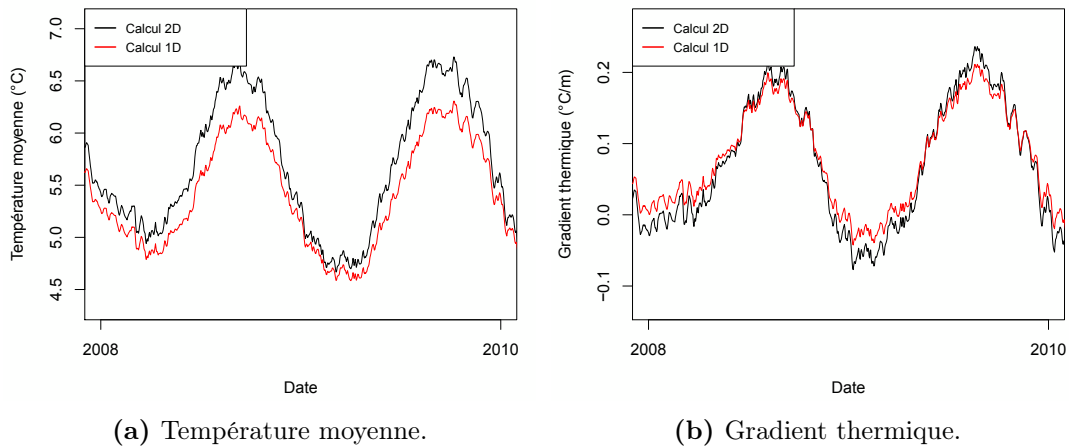


FIGURE 2.16 – Évolution temporelle de la température moyenne et du gradient thermique calculés par les modèles 1D et 2D sur une section située à la base de l'ouvrage.

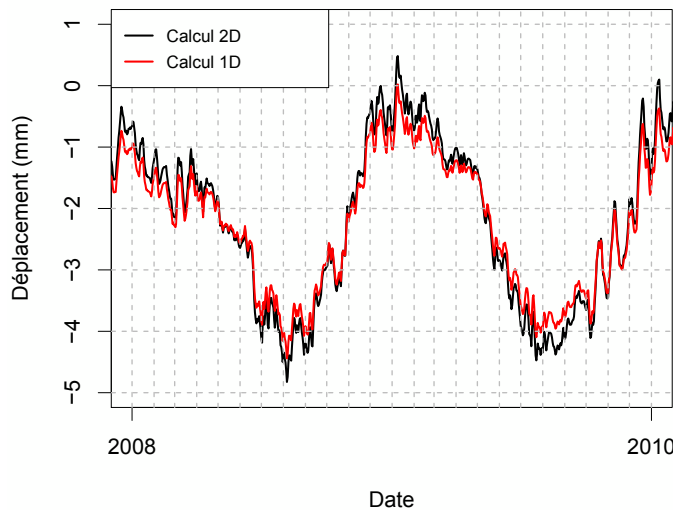


FIGURE 2.17 – Évolution temporelle du déplacement thermique calculée par les modèles 1D et 2D.

2.4.2 Solutions du problème thermique unidimensionnel

L'équation de la chaleur (équation (2.21)), s'écrit en une dimension :

$$a \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}(x, t) - \frac{\partial T}{\partial t}(x, t) = 0 \quad (2.38)$$

Où x est la coordonnée spatiale du milieu 1D ($x \in [0, L]$, avec L la longueur du milieu).

Pour résoudre simplement cette équation de manière analytique, on considérera uniquement le cas où les conditions aux limites sont de type « températures imposées ». On a vu que les échanges convectifs/radiatifs peuvent se ramener à des conditions aux limites de type températures imposées en considérant une sur-épaisseur thermique (section 2.3.2.1) et que le rayonnement solaire (condition aux limites de type flux imposé) peut être pris en compte en majorant la température du milieu ambiant (section 2.3.2.3).

La solution du problème de conduction pour des sollicitations harmoniques a déjà été largement traitée [Stucky et Derron, 1957] [Dungar et Zakerzadeh, 1992]. Cette solution constitue une bonne approximation pour des objectifs de conception d'ouvrage ou d'estimation de niveaux de contraintes. Néanmoins, dans un objectif d'analyse des données d'auscultation, une connaissance plus fine de l'évolution réelle du champ thermique est nécessaire. On s'intéressera donc dans les sections suivantes à la solution du problème pour des signaux quelconques de températures imposées aux limites du milieu 1D. Le signal temporel imposé à l'amont du milieu ($x = 0$) sera appelé T_{am} et celui imposé à l'aval ($x = L$) sera appelé T_{av} .

2.4.2.1 Réponse indicielle

L'équation (2.40) donne la solution $S_{ech}(x, t)$ du problème de conduction 1D avec des échelons de température de poids différents (T_{up} à l'amont et T_{do} à l'aval) imposés aux frontières du milieu (équation (2.39), figure 2.18). Les étapes de calcul de la solution S_{ech} sont détaillées dans l'annexe G.1.

$$\begin{cases} T_{am}(t < 0) = 0 \\ T_{am}(t \geq 0) = T_{up} \\ T_{av}(t < 0) = 0 \\ T_{av}(t \geq 0) = T_{do} \end{cases} \quad (2.39)$$

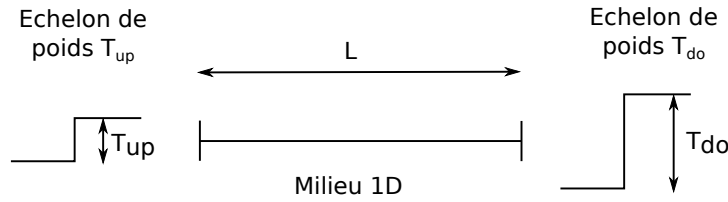


FIGURE 2.18 – Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des échelons de température aux frontières du milieu.

$$\begin{aligned} &\forall x \in [0, L], \forall t < 0 : \\ &\quad S_{ech}(x, t) = 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\forall x \in [0, L], \forall t \geq 0 : \\ &\quad S_{ech}(x, t) = \frac{2 \cdot T_{do}}{\pi} \cdot \sum_{n \geq 1} \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}}}{n} \cdot (-1)^n \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \\ &\quad - \frac{2 \cdot T_{up}}{\pi} \cdot \sum_{n \geq 1} \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}}}{n} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \\ &\quad + T_{up} \cdot \left(1 - \frac{x}{L}\right) + T_{do} \cdot \frac{x}{L} \end{aligned} \quad (2.40)$$

Dans l'équation (2.40), T_0 est le temps caractéristique du phénomène de diffusion dans le milieu 1D. Ce temps caractéristique est représentatif de l'inertie thermique du milieu et est caractérisé par sa longueur L et sa diffusivité a :

$$T_0 = \frac{L^2}{a \cdot \pi^2} \quad (2.41)$$

Au bout de $t = 5 \cdot T_0$, on peut considérer que le milieu a atteint le régime permanent (pour être exact, il a atteint 99,3% de la valeur du régime permanent).

2.4.2.2 Réponse impulsionnelle

La solution $S_{pulse}(x, t)$ (équation (2.44)) du problème de conduction 1D avec des impulsions de température de poids différents (T_{up} à l'amont et T_{do} à l'aval) imposées aux frontières du milieu (équations (2.42) et (2.43), figure 2.19) s'obtient en dérivant par rapport au temps la solution $S_{ech}(x, t)$ (équation (2.40)) du problème pour des échelons de température (la dérivée par rapport au temps d'un échelon est une impulsion) : $S_{pulse}(x, t) = \frac{dS_{ech}}{dt}(x, t)$.

$$\begin{cases} T_{am}(t) = T_{up} \cdot \delta_{Dirac} \\ T_{av}(t) = T_{do} \cdot \delta_{Dirac} \end{cases} \quad (2.42)$$

où l'impulsion de Dirac δ_{Dirac} est définie par :

$$\begin{cases} \delta_{Dirac}(t = 0) = +\infty \\ \delta_{Dirac}(t \neq 0) = 0 \\ \int_{-\infty}^{+\infty} \delta_{Dirac}(t) dt = 1 \end{cases} \quad (2.43)$$

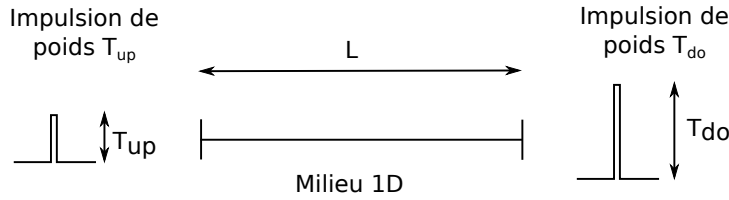


FIGURE 2.19 – Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des impulsions de température aux frontières du milieu.

$$\forall x \in [0, L], \forall t < 0 :$$

$$S_{pulse}(x, t) = 0$$

$$\forall x \in [0, L], \forall t \geq 0 :$$

$$\begin{aligned} S_{pulse}(x, t) = & T_{do} \cdot \delta_{Dirac}(t) \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{n \geq 1} \frac{(-1)^n}{n} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \\ & - T_{up} \cdot \delta_{Dirac}(t) \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{n \geq 1} \frac{1}{n} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \\ & - T_{do} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{n \geq 1} \frac{n \cdot (-1)^n}{T_0} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \\ & + T_{up} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{n \geq 1} \frac{n}{T_0} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \\ & + T_{do} \cdot \delta_{Dirac}(t) \cdot \frac{x}{L} + T_{up} \cdot \delta_{Dirac}(t) \cdot \left(1 - \frac{x}{L}\right) \end{aligned} \quad (2.44)$$

Réponse impulsionnelle pour la température moyenne

La température moyenne T_M du milieu 1D est définie par l'équation suivante :

$$T_M(t) = \frac{1}{L} \int_0^L T(x, t) dx \quad (2.45)$$

La température moyenne S_M du milieu pour le problème de conduction avec des impulsions de température aux frontières s'exprime alors par l'équation :

$$S_M(t) = \frac{1}{L} \int_0^L S_{pulse}(x, t) dx \quad (2.46)$$

soit :

$\forall t < 0$:

$$S_M(t) = 0$$

$\forall t \geq 0$:

$$S_M(t) = \frac{(T_{up} + T_{do})}{2} \cdot \left(\left(1 - \frac{8}{\pi^2} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}}}{n^2} \right) \cdot \delta_{Dirac}(t) + \frac{8}{\pi^2 \cdot T_0} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \right) \quad (2.47)$$

On définit alors la réponse impulsionnelle P_M pour la température moyenne comme étant la température moyenne dans le milieu pour une moyenne unitaire des impulsions imposées aux deux limites du milieu ($(T_{up} + T_{do})/2 = 1$ °C) :

$\forall t < 0$:

$$P_M(t) = 0$$

$\forall t \geq 0$:

$$P_M(t) = \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}}}{n^2} \right) \cdot \delta_{Dirac}(t) + \frac{8}{\pi^2 \cdot T_0} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \quad (2.48)$$

Réponse impulsionnelle pour le gradient thermique

Le gradient thermique T_G du milieu 1D est défini par l'équation suivante (voir annexe D) :

$$T_G(t) = \frac{12}{L^3} \int_0^L T(x, t) \cdot \left(x - \frac{L}{2} \right) dx \quad (2.49)$$

Le gradient thermique S_G du milieu pour le problème de conduction avec des impulsions de température aux frontières s'exprime alors par l'équation :

$$S_G(t) = \frac{12}{L^3} \int_0^L S_{pulse}(x, t) \cdot \left(x - \frac{L}{2} \right) dx \quad (2.50)$$

soit :

$\forall t < 0 :$

$$S_G(t) = 0$$

$\forall t \geq 0 :$

$$S_G(t) = (T_{do} - T_{up}) \cdot \left(\left(\frac{1}{L} - \frac{24}{\pi^2 \cdot L} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}}}{n^2} \right) \cdot \delta_{Dirac}(t) + \frac{24}{\pi^2 \cdot L \cdot T_0} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \right) \quad (2.51)$$

On définit alors la réponse impulsionnelle P_G pour le gradient thermique comme étant le gradient de température dans le milieu pour une différence unitaire des impulsions imposées aux deux limites du milieu ($(T_{do} - T_{up}) = 1 \text{ } ^\circ\text{C}$) :

$\forall t < 0 :$

$$P_G(t) = 0$$

$\forall t \geq 0 :$

$$P_G(t) = \left(\frac{1}{L} - \frac{24}{\pi^2 \cdot L} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}}}{n^2} \right) \cdot \delta_{Dirac}(t) + \frac{24}{\pi^2 \cdot L \cdot T_0} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \quad (2.52)$$

Vitesse de réponse de la température moyenne et du gradient thermique

Si l'on regarde les équations (2.48) et (2.52), on s'aperçoit que les formes des réponses impulsionnelles de la température moyenne et du gradient thermique sont similaires. Chacune de ces réponses peut être vue comme la somme d'un terme instantané (terme $(...) \cdot \delta_{Dirac}$) et d'une infinité de réponses. La $n^{\text{ème}}$ réponse a un temps caractéristique de T_0/n^2 . Plus n est important et plus la réponse est rapide. On peut donc considérer que le premier terme est le plus lent et que la réponse à la sollicitation est achevée après un temps égal à 5 fois le temps caractéristique du premier terme. Pour une impulsion de température aux frontières du milieu, la température moyenne retrouve donc sa valeur d'avant l'impulsion après un temps égal à $5 \cdot T_0$ alors le gradient thermique retrouve sa valeur initiale après un temps égal à $\frac{5 \cdot T_0}{4}$. Le gradient réagit ainsi 4 fois plus vite à la sollicitation thermique que la moyenne au premier ordre. Il en va de même pour les ordres plus élevés : le gradient réagit toujours plus vite que la moyenne.

Autre formulation des réponses impulsionnelles

Dans la littérature, on peut trouver une forme différente pour ces réponses impulsionnelles [Oberhuber et Perner, 2005] [Weber *et al.*, 2010] :

$$P_M(t) = \frac{2 \cdot \sqrt{a}}{L \cdot \sqrt{\pi \cdot t}} \cdot \left(1 + 2 \cdot \sum_{n \geq 1} (-1)^n \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{L^2}{4 \cdot a \cdot t}} \right) \quad (2.53)$$

$$P_G(t) = \frac{12 \cdot \sqrt{a}}{L^3 \cdot \sqrt{\pi \cdot t}} \cdot \left(1 + 2 \cdot \sum_{n \geq 1} e^{-n^2 \cdot \frac{L^2}{4 \cdot a \cdot t}} \right) - \frac{24 \cdot a}{L^4} \quad (2.54)$$

Cette formulation des réponses impulsionnelles s'obtient par résolution de l'équation de la chaleur dans le domaine de Fourier. Les deux formulations sont strictement identiques, mais elles divergent lorsqu'on limite le nombre de termes des séries $\sum_{n \geq 1}$.

La figure 2.20 montre la différence entre les deux formulations de réponse impulsionnelle pour la température moyenne lorsque l'on prend qu'un nombre limité de termes (elles sont calculées pour un milieu de longueur $L = 5$ m et de diffusivité $a = 0,1$ m²/j). Par ailleurs, les deux formulations sont comparées à une réponse numérique issue d'un calcul aux éléments finis et qui sert de référence.

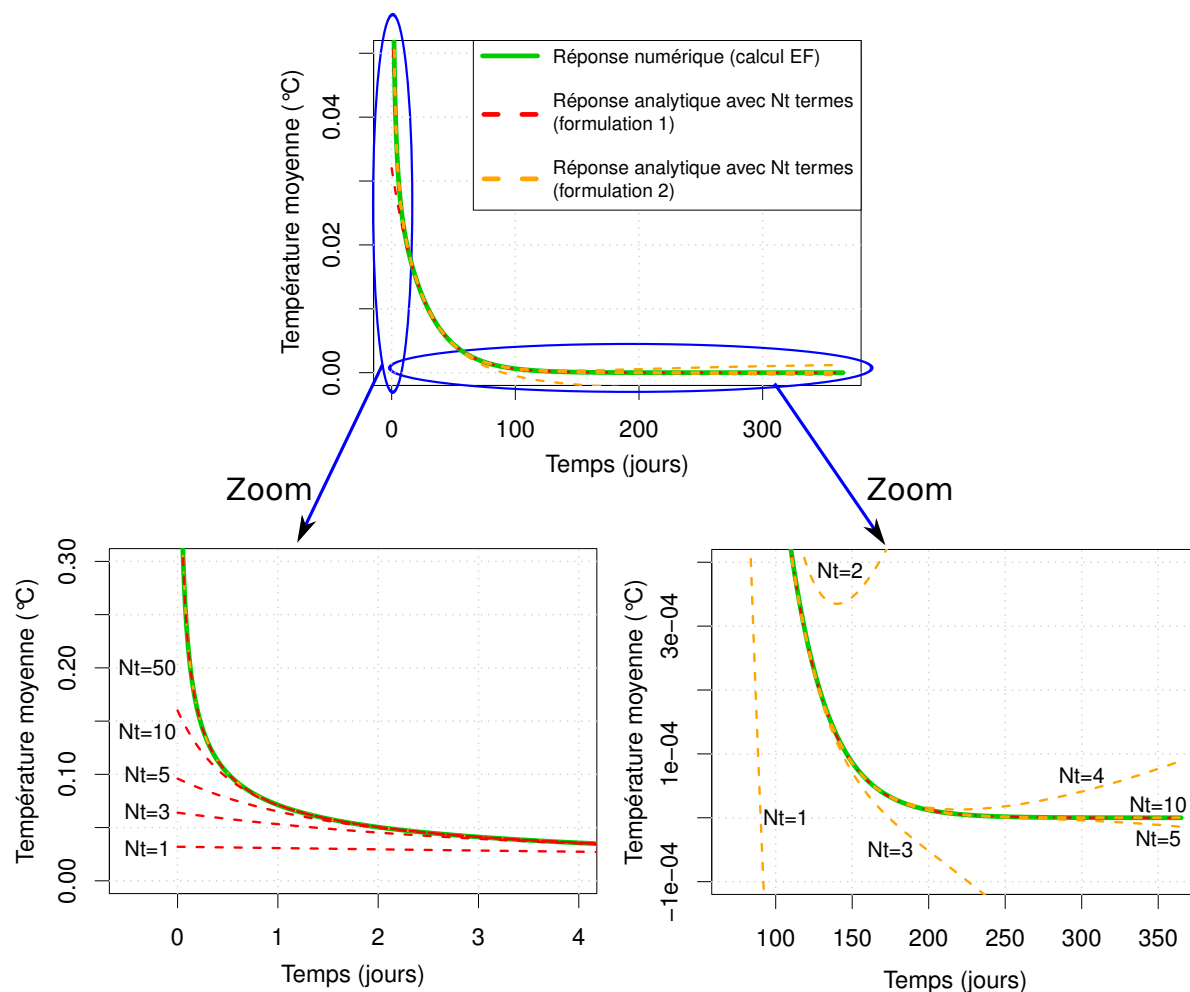


FIGURE 2.20 – Réponse impulsionnelle pour la température moyenne selon les deux formulations des équations (2.48) et (2.53) et en considérant plus ou moins de termes dans les séries $\sum_{n \geq 1}$.

On s'aperçoit que la réponse impulsionnelle de la première formulation converge rapidement pour les valeurs élevées de t (pas besoin de beaucoup de termes pour avoir la bonne solution lorsque t est grand) et moins rapidement pour les faibles valeurs de t (il faut par contre beaucoup de termes pour avoir la bonne solution lorsque t est petit). C'est d'autant plus vrai que le mur est large (L grand).

Inversement, la deuxième formulation converge rapidement pour les faibles valeurs de t (pas besoin de beaucoup de termes pour avoir la bonne solution lorsque t est petit) et moins rapide-

ment pour les valeurs élevées de t (il faut par contre beaucoup de termes pour avoir la bonne solution lorsque t est grand). C'est d'autant plus vrai que le mur est étroit (L petit).

Pour les deux formulations, au fur et à mesure que l'on rajoute des termes, on se rapproche progressivement de la réponse « réelle ». On peut tirer exactement les mêmes conclusions pour ce qui concerne la réponse impulsionnelle du gradient thermique (voir figure 2.21).

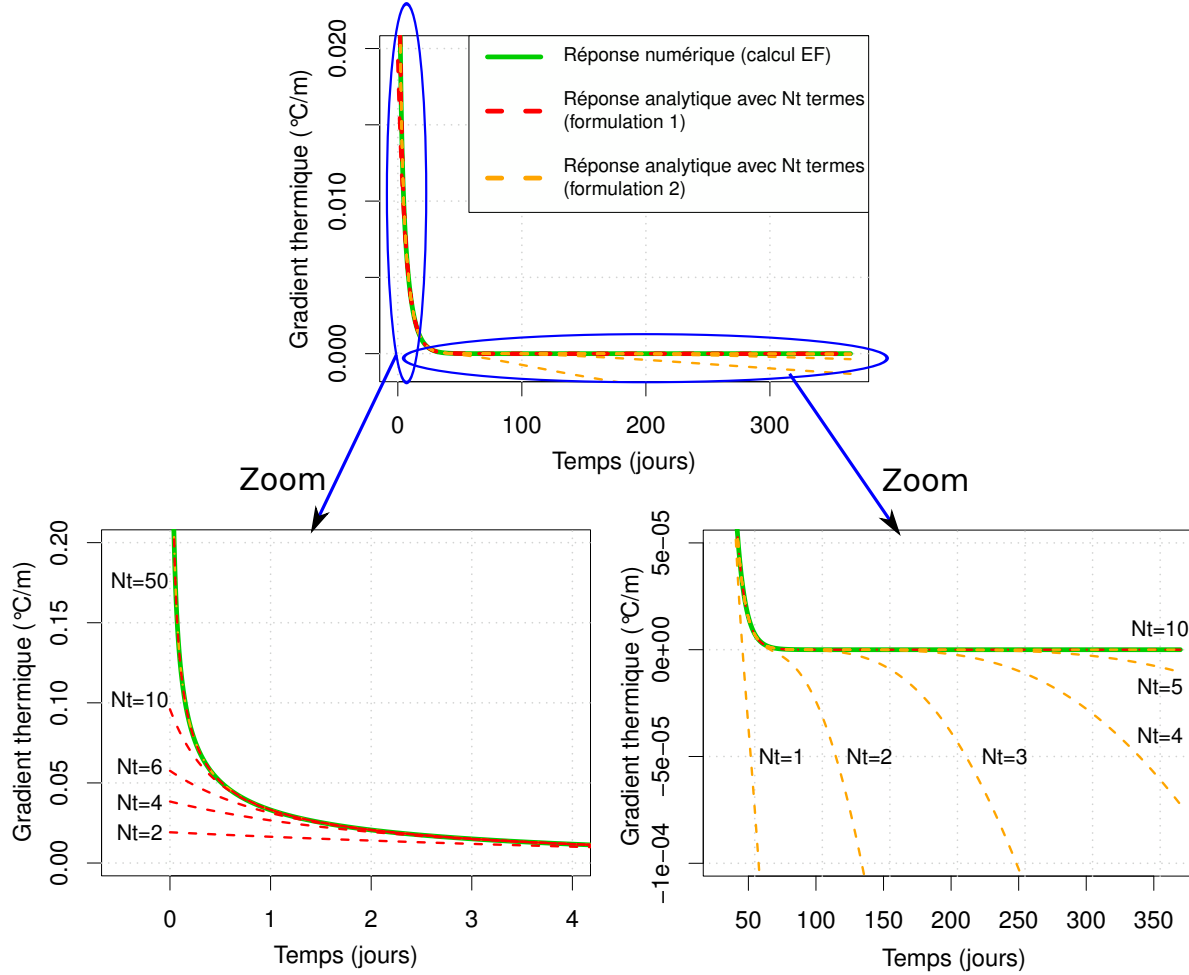


FIGURE 2.21 – Réponse impulsionnelle pour le gradient thermique selon les deux formulations des équations (2.52) et (2.54) et en considérant plus ou moins de termes dans les séries $\sum_{n \geq 1}$. $L = 5$ m, $a = 0,1$ m²/j.

Il est par ailleurs intéressant de remarquer que les réponses impulsionnelles de la deuxième formulation correspondent à la superposition de solutions de l'équation de la chaleur en milieu semi-infini. La réponse $S_{pulse,SI}$ d'un milieu semi-infini ($x \in [0, +\infty[$) à une impulsion de poids T_{up} appliquée en $x = 0$ et à l'instant $t = 0$ est donnée par :

$$S_{pulse,SI} = \frac{T_{up} \cdot x \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a \cdot t}}}{2 \cdot t \cdot \sqrt{a \cdot \pi \cdot t}} \quad (2.55)$$

Pour se ramener au milieu fini de longueur L il faut considérer que la chaleur qui a diffusé au-delà de $x = L$ doit être « retro-diffusée » négativement afin de tenir compte de la condition aux limites en $x = L$. Mathématiquement, cela revient à écrire :

$$\frac{T_{up} \cdot x \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a \cdot t}}}{2 \cdot t \cdot \sqrt{a \cdot \pi \cdot t}} - \frac{T_{up} \cdot (2L - x) \cdot e^{-\frac{(2L-x)^2}{4 \cdot a \cdot t}}}{2 \cdot t \cdot \sqrt{a \cdot \pi \cdot t}} \quad (2.56)$$

Lorsque cette température « rétro-diffusée » atteint à nouveau $x = 0$ alors il faut procéder à nouveau de la même façon dans le sens opposé, etc.. Ainsi la réponse finale du milieu fini à une impulsion de poids T_{up} en $x = 0$ et maintenu à une température nulle en $x = L$ s'écrit :

$$S_{pulse} = \frac{T_{up}}{2 \cdot t \cdot \sqrt{a \cdot \pi \cdot t}} \cdot \left[x \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a \cdot t}} - \sum_{n=1}^{+\infty} (2 \cdot n \cdot L - x) \cdot e^{-\frac{(2 \cdot n \cdot L - x)^2}{4 \cdot a \cdot t}} + \sum_{n=1}^{+\infty} (2 \cdot n \cdot L + x) \cdot e^{-\frac{(2 \cdot n \cdot L + x)^2}{4 \cdot a \cdot t}} \right] \quad (2.57)$$

Ainsi, si l'on considère uniquement le premier terme des réponses de la deuxième formulation, cela revient à calculer la température moyenne ou le gradient de température entre $x = 0$ et $x = L$ du champ de température d'un milieu semi-infini ($x \in [0, +\infty[$) soumis à une impulsion en $x = 0$.

La figure 2.22 montre les champs thermiques 1D (dans un milieu de longueur $L = 1$ m) estimés avec les deux formulations, 1 heure (figure 2.22a) et 1 jour (figure 2.22b) après une impulsion appliquée en $x = 0$. On peut voir qu'une heure après l'impulsion (figure 2.22a), la réponse de la deuxième formulation avec un seul terme (courbe verte) donne la solution exacte, car l'onde thermique induite par l'impulsion n'a pas atteint l'autre extrémité du milieu. Un jour après l'impulsion (figure 2.22b), lorsque l'onde thermique a atteint l'extrémité du milieu, alors le premier terme ne suffit plus à représenter la solution (courbe verte). La solution avec deux termes serait alors suffisante tant que l'onde thermique n'aurait pas atteint une longueur $2 \cdot L$, etc..

On peut également remarquer sur la figure 2.22 que la première formulation représente la solution à un instant t sous la forme d'une décomposition de celle-ci en une série de sinusoïdes. Plus on prend en compte de termes dans la série et plus on considère d'harmoniques (voir équation 2.44). La courbe rouge (réponse avec un terme) ne contient que la fondamentale (de période $2 \cdot L$), la courbe bleue (réponse avec 5 termes) contient 5 harmoniques et la courbe noire (réponse avec 10 termes) en contient 10. Une heure après l'impulsion (figure 2.22a), la forme du champ est éloignée d'une fonction sinusoïdale de période $2 \cdot L$, il faut alors beaucoup de termes (harmoniques) pour représenter correctement la solution. On voit ainsi qu'à mesure que l'on augmente le nombre de termes, on se rapproche de la solution et avec 10 termes (courbe noire), on est très proche de la solution exacte. Néanmoins, 1 jour après l'impulsion (figure 2.22b), la forme du champ est facilement approchée avec peu de termes (harmoniques), et la solution avec 5 termes (courbe bleue) a déjà convergé.

Lorsque l'on va s'intéresser au calcul des réponses à des sollicitations quelconques par produit de convolution (voir section 2.4.2.3), on gardera la première formulation des réponses impulsionnelles (équations (2.48) et (2.52)). Celle-ci présente l'inconvénient de mal prendre en compte l'historique récent des températures si on ne considère pas suffisamment de termes (plus le milieu est large, et plus il faudra prendre de termes), mais présente l'avantage de pouvoir s'écrire sous la forme d'une relation de récurrence quel que soit le nombre de termes considérés (voir section 2.4.2.3). L'écriture du produit de convolution sous forme d'une relation de récurrence permet une implémentation facile et une réduction du coût de calcul.

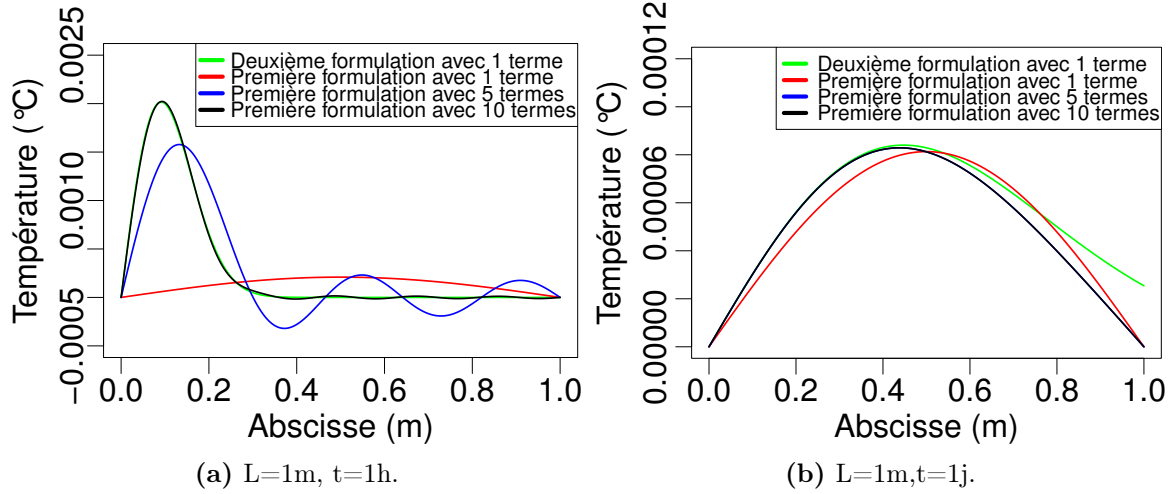


FIGURE 2.22 – Champs thermiques 1D (dans un milieu de longueur 1 m) estimés avec les deux formulations 1 heure (2.22a) et 1 jour (2.22b) après une impulsion en $x = 0$.

2.4.2.3 Réponse à une sollicitation quelconque

En automatique, les systèmes sont étudiés à l'aide de sollicitations types (indicielles, impulsionnelles, harmoniques, etc.). Pour les systèmes linéaires et invariants dans le temps, la réponse impulsionnelle est une fonction essentielle qui permet de caractériser complètement le système. En effet, la connaissance de la réponse impulsionnelle permet de calculer la réponse du système à n'importe quelle sollicitation en réalisant un produit de convolution. La réponse impulsionnelle est alors la fonction de transfert du système. La sortie $S(t)$ du système s'obtient ainsi en convoluant le signal de sollicitation $E(t)$ par la réponse impulsionnelle $P(t)$:

$$S(t) = E(t) * P(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} E(t-u) \cdot P(u) du \quad (2.58)$$

Où « $*$ » est le symbole du produit de convolution. Le produit de convolution revient à considérer le signal de sollicitation comme une suite d'impulsions de poids différents et à sommer (intégrale) les réponses correspondant à chacune des impulsions.

L'utilisation de cette approche pour l'analyse des déplacements thermiques de barrages en béton a été envisagée dès 1982 [Dobosz, 1982] mais réellement mise en place plus récemment [Fabre et Bourdarot, 2003] [Penot *et al.*, 2005] [Penot *et al.*, 2009] [Lombardi, 2004] [Lombardi *et al.*, 2008], [Weber *et al.*, 2010].

Dans notre cas, on distingue deux systèmes linéaires et invariants dans le temps :

- Le premier système a pour sortie la température moyenne du milieu 1D ($S(t) = T_M(t)$) et pour sollicitation la moyenne des signaux de température imposés aux deux limites : $E(t) = (T_{am}(t) + T_{av}(t))/2$. La réponse impulsionnelle de ce système est $P_M(t)$ (équation (2.48))
- Le second système a pour sortie le gradient de température du milieu 1D ($S(t) = T_G(t)$) et pour sollicitation la différence des signaux de température imposés aux deux limites : $E(t) = (T_{av}(t) - T_{am}(t))$. La réponse impulsionnelle de ce système est $P_G(t)$ (équation (2.52))

La température moyenne $T_M(t)$ et le gradient de température $T_G(t)$ de notre milieu 1D pour des signaux quelconques de températures $T_{am}(t)$ et $T_{av}(t)$ imposés aux deux limites du milieu (figure 2.23) s'obtiennent alors par les produits de convolutions suivants :

$$T_M(t) = \int_0^\infty \frac{T_{am}(t-u) + T_{av}(t-u)}{2} \cdot P_M(u) du \quad (2.59)$$

$$T_G(t) = \int_0^\infty (T_{av}(t-u) - T_{am}(t-u)) \cdot P_G(u) du \quad (2.60)$$

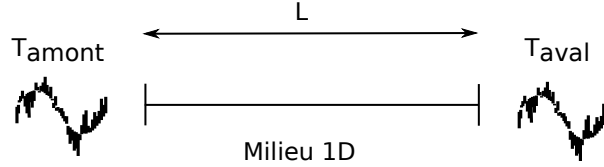


FIGURE 2.23 – Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des signaux quelconques de température aux frontières du milieu.

On notera que les intégrales des équations (2.59) et (2.60) sont définies entre 0 et $+\infty$. En effet les réponses impulsionnelles $P_M(t)$ et $P_G(t)$ sont nulles lorsque $t < 0$ (voir équations (2.48) et (2.52)). Cela permet de vérifier que nos systèmes sont des systèmes « causaux », c'est-à-dire que la sortie ne dépend que des valeurs de la sollicitation qui précèdent la sortie (autrement dit, l'effet ne précède pas la cause).

En remplaçant dans les équations (2.59) et (2.60), les réponses impulsionnelles P_M et P_G par leurs expressions (équations (2.48) et (2.52)) et en développant, on obtient les expressions suivantes :

$$\begin{aligned} T_M(t) = & \int_0^\infty \frac{T_{am}(t-u) + T_{av}(t-u)}{2} \cdot \delta_{Dirac}(u) du \\ & - \frac{8}{\pi^2} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \int_0^\infty \frac{T_{am}(t-u) + T_{av}(t-u)}{2} \cdot \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}}}{n^2} \cdot \delta_{Dirac}(u) du \\ & + \frac{8}{\pi^2 \cdot T_0} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \int_0^\infty \frac{T_{am}(t-u) + T_{av}(t-u)}{2} e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du \end{aligned} \quad (2.61)$$

et :

$$\begin{aligned} T_G(t) = & \frac{1}{L} \cdot \int_0^{+\infty} [T_{av}(t-u) - T_{am}(t-u)] \cdot \delta_{Dirac}(u) du \\ & - \frac{24}{\pi^2 \cdot L} \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \int_0^{+\infty} [T_{av}(t-u) - T_{am}(t-u)] \cdot \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}}}{n^2} \cdot \delta_{Dirac}(u) du \\ & + \frac{24}{\pi^2 \cdot L \cdot T_0} \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \int_0^{+\infty} [T_{av}(t-u) - T_{am}(t-u)] \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du \end{aligned} \quad (2.62)$$

On peut noter que l'historique de la température moyenne dans le milieu ne dépend que de l'historique de la moyenne des températures aux limites $((T_{av} + T_{am})/2)$. De même, l'historique

du gradient thermique dans le milieu ne dépend que de l'historique de la différence entre les températures aux limites ($T_{av} - T_{am}$).

Une propriété de l'impulsion de Dirac $\delta_{Dirac}(t)$ est que son produit de convolution avec une fonction quelconque $\Phi(t)$ est égal à la fonction (l'impulsion de Dirac est l'élément neutre du produit de convolution) :

$$\Phi(t) * \delta_{Dirac} = \int_{-\infty}^{+\infty} \Phi(t-u) \cdot \delta_{Dirac}(u) du = \Phi(t) \quad (2.63)$$

Ainsi il découle de cette propriété la relation :

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \Phi(u) \cdot \delta_{Dirac}(u) du = \Phi(0) \quad (2.64)$$

En utilisant cette propriété, les équations (2.61) et (2.62) se simplifient ainsi :

$$T_M(t) = \frac{T_{am}(t) + T_{av}(t)}{2} \cdot \left(1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \frac{1}{n^2} \right) \quad (2.65)$$

$$+ \frac{8}{\pi^2 \cdot T_0} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \int_0^\infty \frac{T_{am}(t-u) + T_{av}(t-u)}{2} e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du$$

et :

$$T_G(t) = (T_{av}(t) - T_{am}(t)) \cdot \left(\frac{1}{L} - \frac{24}{\pi^2 \cdot L} \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \frac{1}{n^2} \right) \quad (2.66)$$

$$+ \frac{24}{\pi^2 \cdot L \cdot T_0} \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \int_0^\infty [T_{av}(t-u) - T_{am}(t-u)] \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du$$

Il est alors intéressant de noter que le premier terme de chacune des deux équations (2.65) et (2.66) représente la réponse instantanée du système à la sollicitation tandis que le dernier terme de chacune de ces équations représente la réponse du système vis-à-vis de l'historique de la sollicitation.

Les séries numériques $\sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \left(\frac{1}{n^2} \right)$ et $\sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \left(\frac{1}{n^2} \right)$ sont convergentes et leurs sommes tendent vers les valeurs suivantes :

$$\sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \frac{1}{n^2} = \frac{\pi^2}{8} \quad (2.67)$$

$$\sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \frac{1}{n^2} = \frac{\pi^2}{24} \quad (2.68)$$

En réinjectant ces valeurs dans les équations (2.65) et (2.66), on remarque que la réponse instantanée des deux systèmes est nulle. La réponse totale des deux systèmes à des sollicitations quelconques s'écrit finalement :

$$T_M(t) = \frac{8}{\pi^2 \cdot T_0} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \underbrace{\int_0^\infty \frac{T_{am}(t-u) + T_{av}(t-u)}{2} e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du}_{X_n(t)} \quad (2.69)$$

et :

$$T_G(t) = \frac{24}{\pi^2 \cdot L \cdot T_0} \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \underbrace{\int_0^{+\infty} [T_{av}(t-u) - T_{am}(t-u)] \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du}_{Y_n(t)} \quad (2.70)$$

Dans la pratique, le calcul numérique de T_M et T_G (équations (2.69) et (2.70)) nécessite de considérer un nombre fini de termes des sommes infinies. Chaque terme ($X_n(t)$ ou $Y_n(t)$) de la somme peut-être vu comme un produit de convolution indépendant et la somme de ces produits donne alors la réponse totale du système. Pour le $n^{\text{ième}}$ terme de la somme, la réponse impulsionnelle est égale à $e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}}$ et son temps caractéristique vaut alors T_0/n^2 . Ainsi, plus n est important, plus la réponse impulsionnelle est « rapide », et plus la réponse du sous-système n s'intéresse alors à l'historique récent des signaux de sollicitations. Les premiers termes des sommes sont donc ceux qui prennent en compte les basses fréquences des sollicitations. Plus on considère un nombre élevé de termes et plus la solution sera précise, en intégrant de plus en plus les hautes fréquences des sollicitations.

Néanmoins, généralement, les signaux de température utilisés (souvent issues de stations météorologiques relativement éloignées de l'ouvrage étudié) ne sont pas parfaitement identiques aux températures des parements (notamment en ce qui concerne les évolutions rapides). Dans ce cas, la prise en compte d'un nombre trop élevé de termes peut dégrader la solution. Il faut alors une connaissance très précise des températures aux parements (et un échantillonnage suffisamment fin) pour que l'utilisation d'un nombre important de termes soit bénéfique.

Si l'on considère un nombre fini de termes, une évaluation du terme instantané (dont la valeur n'est nulle que pour un nombre infini de termes) pourrait permettre de compenser la mauvaise estimation des influences rapides des sollicitations. En effet, le terme instantané représente l'écart entre le régime établi et la somme des n termes transitoires. Néanmoins, la prise en compte de ce terme instantané nécessite, encore une fois, une connaissance très précise des températures aux parements, ce qui est en pratique rarement le cas. Une étude sur l'optimisation du nombre de termes sera réalisée au chapitre 4 sur un cas heuristique et au chapitre 5 sur un cas réel.

Enfin, il est intéressant de noter que le calcul des intégrales $X_n(t)$ et $Y_n(t)$ (équations (2.69) et (2.70)) peut se faire par récurrence (équations (2.71) et (2.72)).

$$X_n(t + \Delta t) = \frac{T_{up}(t + \Delta t) + T_{do}(t + \Delta t)}{2} \cdot \frac{T_0}{n^2} \cdot \left(1 - e^{-n^2 \cdot \frac{\Delta t}{T_0}}\right) + X_n(t) \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{\Delta t}{T_0}} \quad (2.71)$$

$$Y_n(t + \Delta t) = \left(T_{do}(t + \Delta t) - T_{up}(t + \Delta t)\right) \cdot \frac{T_0}{n^2} \cdot \left(1 - e^{-n^2 \cdot \frac{\Delta t}{T_0}}\right) + Y_n(t) \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{\Delta t}{T_0}} \quad (2.72)$$

Généralement, l'incrément de temps Δt correspond à la période d'échantillonnage des signaux de sollicitations. La démonstration de ces formules de récurrence est donnée dans l'annexe G.2.

2.5 Conclusion

Les déplacements d'origine thermique représentent une composante essentielle du déplacement total d'un barrage en béton. Pour l'analyse des données d'auscultation, une bonne estimation de cette influence est alors nécessaire. La modélisation de cette composante est particulièrement difficile et nécessite d'une part de calculer le champ thermique dans l'ouvrage et d'autre part de déterminer le déplacement associé à ce champ de température. La résolution du problème peut alors se faire par des modélisations complexes de type éléments finis. Néanmoins, une méthode simplifiée est nécessaire afin d'être applicable à l'analyse statistique des données d'auscultation de tous les ouvrages sans les modéliser individuellement.

Dans ce chapitre, la contribution du champ thermique aux déplacements a été étudiée dans un premier temps et une méthode de calcul des déplacements basée sur le théorème de réciprocité thermo-élastique a alors été présentée. Cette méthode est particulièrement intéressante, car elle permet de justifier qu'une connaissance partielle du champ de température (température moyenne et gradient de température sur plusieurs sections unidimensionnelles espacées sur la hauteur de l'ouvrage) est suffisante afin de pouvoir remonter aux déplacements sur la base de l'hypothèse de la linéarité des contraintes au travers de l'ouvrage.

Les différents modes de transferts de chaleur dans un barrage en béton et au niveau de ces interfaces ont été étudiés. Une méthode de calcul du champ thermique sur plusieurs sections unidimensionnelles a été présentée. Cette méthode de résolution est basée sur la convolution des signaux de sollicitations externes avec les réponses impulsionnelles du système. Le champ thermique dans le barrage peut alors être estimé à partir des températures aux limites lorsque celles-ci sont connues (mesures de température du béton proche des parements). Néanmoins, souvent ces températures aux parements ne sont pas directement connues et l'estimation du champ thermique doit se faire à partir des différentes influences externes (température de l'air et de l'eau, échanges convectifs et radiatifs avec l'environnement alentour, vents, rayonnement solaire, variations du niveau de la retenue, flux géothermique, etc.). La modélisation de ces différentes influences est alors complexe et peut être une source d'incertitude importante. Une estimation de l'influence de ces différentes sollicitations sera présentée au chapitre suivant.

Chapitre 3

Modélisation thermo-mécanique et classification des phénomènes thermiques

Sommaire

3.1	Introduction	82
3.2	Étude de sensibilité au maillage	82
3.2.1	Notion de longueur de pénétration de l'onde thermique	82
3.2.2	Influence du maillage sur un problème thermo-mécanique simple	83
3.2.3	Maillage à retenir	86
3.3	Modélisation 2D d'un barrage-poids	86
3.3.1	Présentation de l'ouvrage	86
3.3.2	Modélisation adoptée	87
3.3.3	Maillage	89
3.3.4	Condition initiale et période de calcul	90
3.3.5	Définition des conditions aux limites et chargements	90
3.3.5.1	Conditions aux limites thermiques	91
3.3.5.2	Conditions aux limites mécaniques	95
3.3.6	Calibration des paramètres	95
3.3.7	Comportement particulier : la « double bosse »	95
3.4	Modélisation 3D d'un barrage-voûte	98
3.4.1	Présentation de l'ouvrage	98
3.4.2	Modélisation adoptée	100
3.4.3	Maillage	100
3.4.4	Conditions initiales et période de calcul	102
3.4.5	Définition des conditions aux limites et chargements	102
3.4.5.1	Conditions aux limites thermiques	102
3.4.5.2	Conditions aux limites mécaniques	105
3.4.6	Calibration du modèle	105
3.5	Classification des phénomènes thermiques	109
3.5.1	Phénomènes thermiques sources de dispersion pour les modèles HST et HSTT	111
3.5.2	Importance des phénomènes sur les déplacements	113
3.6	Conclusion	116

3.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, les différents phénomènes thermiques externes qui influencent le champ de température du barrage (température de l'eau, de l'air, rayonnement solaire, vent, etc.) ont été présentés. La modélisation de ces phénomènes est généralement très simplifiée dans les modèles statistiques (voir chapitre 1). Le modèle HST par exemple considère que tous ces phénomènes sont parfaitement saisonniers. Le modèle HSTT permet lui de prendre en compte l'influence de la température de l'air, mais toutes les autres influences ne sont pas explicitement modélisées et doivent alors suivre une évolution parfaitement saisonnière ou alors une évolution corrélée à celle de l'air afin d'être correctement représentées. L'estimation des déplacements à partir des influences thermiques externes est donc une source d'incertitude importante pour les modèles statistiques.

Dans ce chapitre, l'importance des influences thermiques externes sur le déplacement d'un barrage et la capacité des modèles HST et HSTT à tenir compte de ces différentes influences sera étudiée. Pour atteindre cet objectif, il faut alors découpler les influences pour étudier leurs effets indépendamment les uns des autres. La modélisation thermo-mécanique par éléments finis est alors un outil intéressant pour reconstituer un environnement virtuel sur lequel toutes les influences sont maîtrisées et peuvent être découplées. Deux modélisations aux éléments finis, d'un barrage-poids (modélisation 2D) et d'un barrage-voûte (modélisation 3D), ont été développées avec le code de calcul Code_Aster [Code_Aster, 2014] et seront présentées dans ce chapitre.

3.2 Étude de sensibilité au maillage

Pour prendre en compte finement l'influence thermique dans un modèle statistique, celui-ci doit être capable d'intégrer le comportement du barrage face aux variations rapides des influences thermiques externes. Le modèle HST par exemple ne prend en compte que les variations de période 6 mois. Le modèle HSTT permet, quant à lui de prendre en compte les variations de la température de l'air au pas de temps journalier. Afin de recréer un environnement virtuel suffisamment proche de la réalité, auquel les modèles statistiques pourront être confrontés, le modèle aux éléments finis doit donc être capable a minima de représenter ces variations journalières des influences externes.

3.2.1 Notion de longueur de pénétration de l'onde thermique

Considérons le problème de conduction thermique unidimensionnel d'un milieu semi-infini ($x \in [0; +\infty[)$) soumis à une sollicitation harmonique $T(x=0) = T_{up} \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot t}{N}\right)$ où N représente la période du signal harmonique de sollicitation. La solution (en régime harmonique établi) de ce problème s'écrit [Bourgin, 1955] :

$$T(x, t) = T_{up} \cdot e^{-\frac{x}{\delta}} \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot t}{N} - \frac{x}{\delta}\right) \quad (3.1)$$

Où $\delta = \sqrt{\frac{a \cdot N}{\pi}}$ est la longueur caractéristique de pénétration de l'onde thermique et a est la diffusivité thermique du milieu. On remarque alors que l'onde thermique se propage dans le milieu avec un déphasage et un amortissement progressifs. L'amortissement étant défini par une fonction exponentielle décroissante de la distance, on peut considérer qu'à une distance de

$5 \cdot \delta$ de l'extrémité, le milieu ne réagit plus à la sollicitation. Le champ de température dans le milieu à différents instants est représenté sur la figure 3.1. Quel que soit l'instant d'observation, le champ thermique est toujours compris dans une enveloppe exponentielle. On vérifie notamment qu'à la distance $5 \cdot \delta$, la perturbation n'a plus qu'une influence négligeable sur le champ de température. On définit alors la longueur de pénétration de l'onde thermique comme étant égale à cette distance.

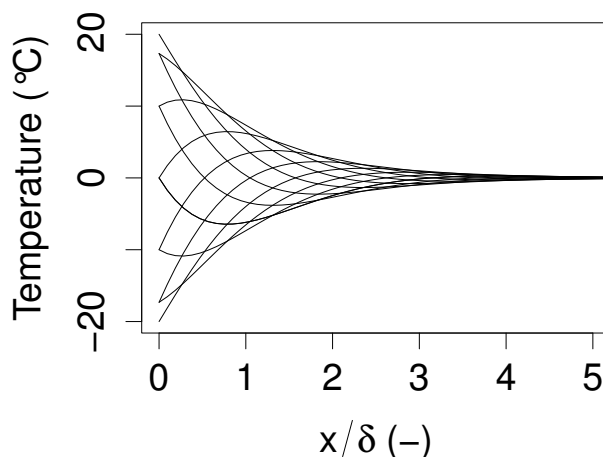


FIGURE 3.1 – Champ de température (équation (3.1)) à différents instants dans le milieu semi-infini soumis à une sollicitation harmonique.

La longueur de pénétration d'une onde thermique est donc proportionnelle à la racine carrée de la diffusivité du milieu et à la racine carrée de la période du signal de sollicitation. Pour une valeur de diffusivité thermique classique du béton de $0,1 \text{ m}^2/\text{j}$ (voir tableau 2.2), on trouve alors les longueurs de pénétration suivantes :

- pour une sollicitation de période un jour : 0,9 m
- pour une sollicitation de période un an : 17 m

Ainsi, plus les sollicitations thermiques présentent des variations rapides et moins elles vont impacter le milieu en profondeur.

3.2.2 Influence du maillage sur un problème thermo-mécanique simple

Considérons un mur de dimensions assimilables à celles d'un barrage (80 m de haut et 15 m d'épaisseur) modélisé par éléments finis en deux dimensions. On impose sur la face amont une température constante et sur la face aval une température harmonique. Sur les faces supérieure et inférieure du mur, on impose des flux nuls dans la direction verticale, de telle sorte que les transferts thermiques se produisent uniquement dans la direction horizontale. Le champ thermique est alors indépendant de la hauteur. Le problème thermique peut alors se résumer à un problème 1D. D'un point de vue mécanique, le mur est encastré sur sa face inférieure.

On cherche alors à voir l'influence de la taille des mailles sur le champ thermique calculé à l'intérieur du mur et sur le déplacement calculé en crête. Plusieurs simulations ont alors été réalisées en faisant varier la taille des mailles (le maillage est régulier) et la période de la sollicitation harmonique imposée sur la face aval. La figure 3.2 résume le principe des simulations réalisées.

Pour chaque simulation, le champ thermique est extrait sur une section 1D et comparé à une solution de référence calculée analytiquement [Stucky et Derron, 1957]. Les figures 3.3 et 3.4

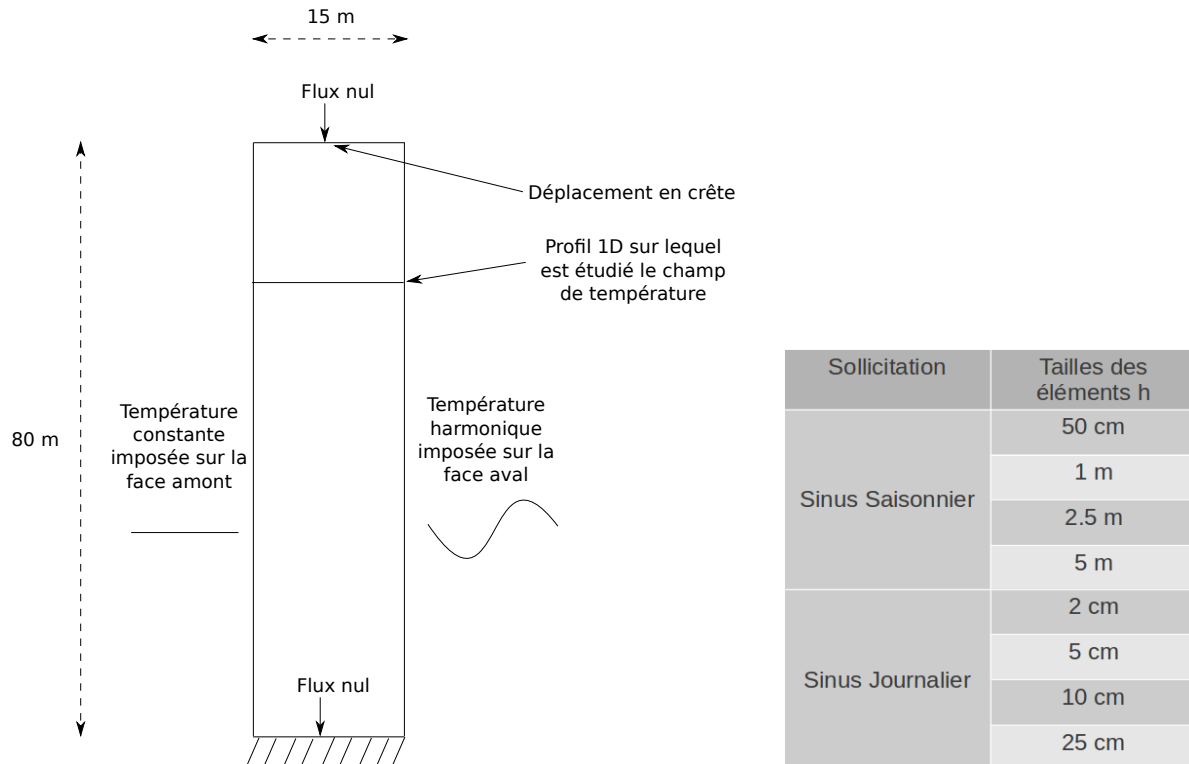
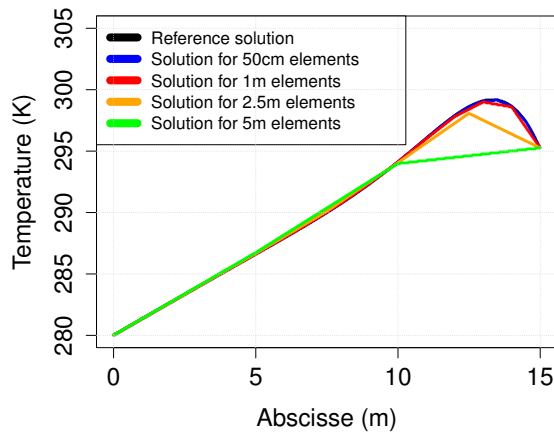


FIGURE 3.2 – Simulations thermo-mécaniques réalisées pour différentes tailles de mailles.

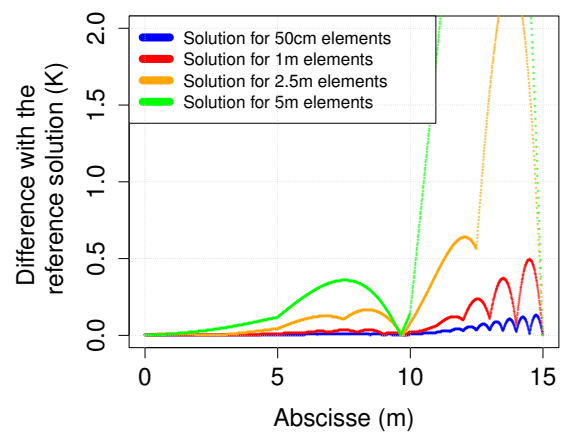
comparent les champs thermiques obtenus pour les différentes simulations à un instant donné du calcul transitoire. On remarque évidemment que plus la taille des éléments est importante et moins le champ thermique calculé est proche du champ de référence. Un maillage trop grossier ne permet pas de représenter correctement le champ thermique lorsque celui-ci est fortement non-linéaire, c'est-à-dire principalement entre le bord où est imposée la sollicitation harmonique et une distance correspondant à la longueur de pénétration de l'onde thermique. L'erreur est généralement faible aux nœuds du maillage, mais peut être importante entre les nœuds du maillage si le champ thermique est fortement non linéaire entre les nœuds (les fonctions de forme des éléments sont linéaires). Pour la sollicitation saisonnière, des éléments de 1 m permettent d'avoir un écart maximum de $0,5^{\circ}\text{C}$ alors que pour la sollicitation journalière, il faut des éléments beaucoup plus fins (5 cm) pour limiter l'écart à $0,5^{\circ}\text{C}$. En effet, la longueur de pénétration de l'onde étant beaucoup plus faible dans le cas de la sollicitation journalière, les non-linéarités du champ sont très localisées proche du parement.

L'utilisation d'un maillage moins raffiné avec des éléments quadratiques a également été testée, mais rapidement abandonnée. En effet, il s'est avéré que le ratio entre précision de la solution et coût de calcul était moins intéressant qu'avec des éléments linéaires et un maillage plus raffiné.

Pour chaque simulation, le déplacement en crête est extrait et comparé à une solution de référence obtenue avec des éléments très fins (2 cm). La figure 3.5 compare les déplacements calculés à partir des différents maillages à la fois pour la sollicitation saisonnière (période 1 an) et pour la sollicitation journalière (période 1 jour). On peut noter que plus le maillage est grossier et plus les déplacements calculés sont éloignés de la référence (amplitude du déplacement surestimé et écart en terme de déphasage). Ce phénomène peut être assimilé à une « diffusion numérique », c'est-à-dire que lorsque des éléments sont de taille trop importante, une erreur

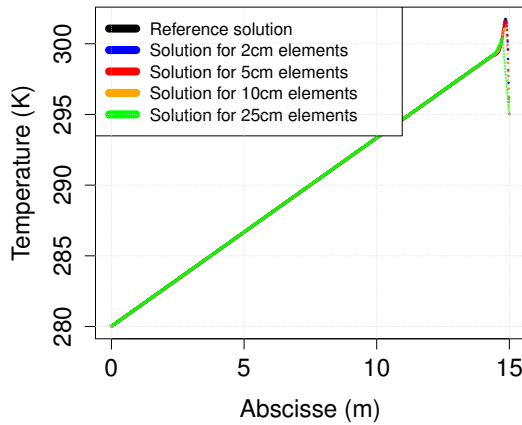


(a) Champs thermiques.

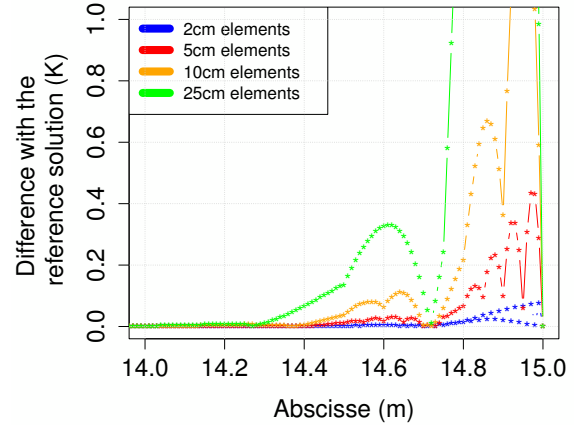


(b) Écarts par rapport à la solution de référence.

FIGURE 3.3 – Sensibilité du champ thermique à la taille des éléments pour une sollicitation harmonique de période 1 an.

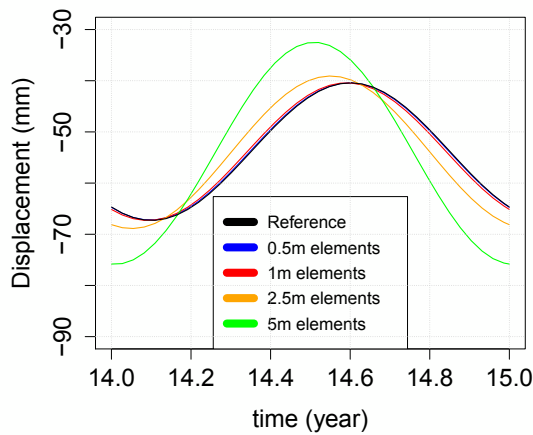


(a) Champs thermiques.

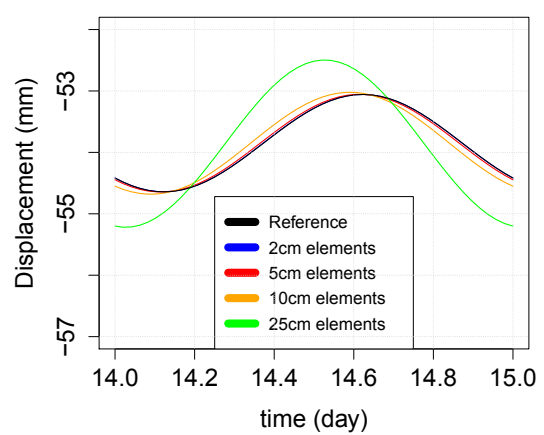


(b) Écarts par rapport à la solution de référence.

FIGURE 3.4 – Sensibilité du champ thermique à la taille des éléments pour une sollicitation harmonique de période 1 jour.



(a) Sollicitation de période 1 an.



(b) Sollicitation de période 1 jour.

FIGURE 3.5 – Sensibilité du déplacement à la taille des éléments.

numérique apparaît et revient à augmenter la diffusivité thermique du milieu. En diminuant la taille des éléments, la solution converge rapidement vers les déplacements de référence. Pour la sollicitation saisonnière, des éléments de 1 m semblent suffisants pour approcher correctement les déplacements alors que pour la sollicitation journalière il faut des éléments beaucoup plus fins de l'ordre de 5 à 10 cm. Il est également intéressant de remarquer que les déplacements journaliers ne représentent que 5% des déplacements totaux en terme d'amplitude.

3.2.3 Maillage à retenir

Afin que le modèle numérique puisse représenter fidèlement les déplacements engendrés par les hautes fréquences des sollicitations thermiques externes, tout en limitant le coût de calcul, le maillage retenu est donc un maillage progressif avec des éléments très fins (de l'ordre de 5 cm) à proximité des limites du domaine étudié et des éléments dont la taille augmente progressivement (de manière linéaire) à mesure que l'on rentre en profondeur (les éléments doivent être d'environ 1 m à une dizaine de mètres des limites du domaine). Par ailleurs, cette méthode permettra également de prendre en compte correctement les fréquences des sollicitations qui sont comprises entre la fréquence journalière et la fréquence saisonnière, la longueur de pénétration des ondes augmentant progressivement (de façon linéaire) à mesure que la fréquence diminue.

3.3 Modélisation 2D d'un barrage-poids

3.3.1 Présentation de l'ouvrage

La modélisation 2D concerne le barrage d'Izourt (figure 3.6). C'est un barrage-poids rectiligne situé dans les Pyrénées à 1600 m d'altitude. L'ouvrage a été mis en eau en 1940 après une période de 3 ans de construction. La hauteur sur fondation est de 46 m, pour une longueur en crête de 162 m, et un réservoir de 8 millions de m³. En crête son épaisseur est de 4 m, et celle-ci atteint 32 m à la base. Le corps du barrage est constitué de béton cyclopéen (blocs de gneiss + béton de remplissage) et le revêtement du parement amont a été édifié à partir de moellons joints par du mortier. La structure a été construite en 7 plots de 20 m de largeur (voir figure 3.7). Le fruit du parement amont est de 0,03/1 et celui du parement aval de 0,75/1.



FIGURE 3.6 – Photographie du barrage d'Izourt en été.

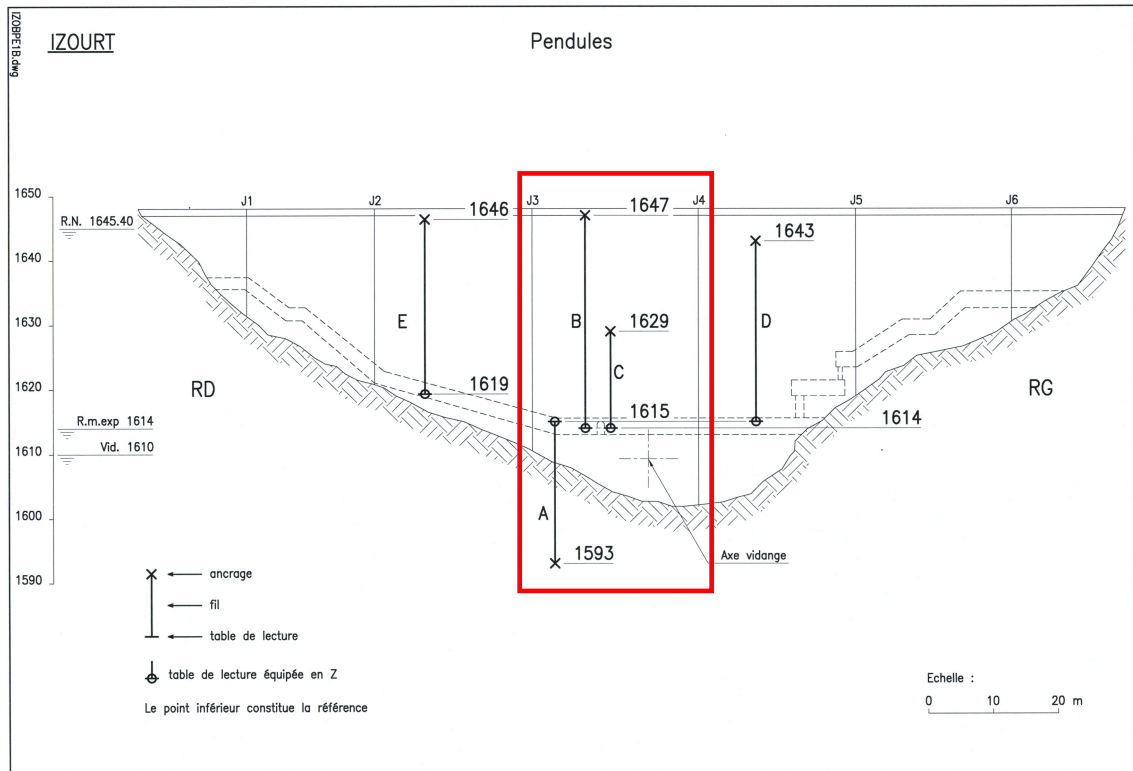


FIGURE 3.7 – Élévation aval du barrage.

3.3.2 Modélisation adoptée

Bien que le ratio L_c/H de l'ouvrage ne soit pas très important, ses plots n'étant pas clavés et sa géométrie étant rectiligne, une modélisation 2D est envisageable. La modélisation concernera alors le plot central du barrage (voir figures 3.7 et 3.8). Une modélisation mécanique en deux dimensions nécessite d'une part que tous les chargements soient dans le plan modélisé et d'autre part de faire une hypothèse sur les contraintes ou les déformations dans la direction orthogonale au plan. Deux options sont alors possibles :

- *L'hypothèse des contraintes planes* : les contraintes sont nulles dans la direction orthogonale au plan et la déformation dans cette direction est donc libre. Cela revient à modéliser un objet dont l'épaisseur dans la direction orthogonale est très faible (plaques, coques minces, etc.).
- *L'hypothèse des déformations planes* : les déformations sont nulles dans la direction orthogonale au plan et les contraintes dans cette direction sont donc libres de se développer. Cela revient à modéliser une structure dont l'épaisseur dans la direction orthogonale est très grande (tunnel, digue, etc.).

Pour un barrage, le choix de l'hypothèse dépend du degré de liberté de la déformation dans la direction transversale autorisée par la présence des joints inter-plots [Léger *et al.*, 1993]. Pour le barrage d'Izourt, les plots n'étant pas clavés, on pourra se placer sous l'hypothèse des contraintes planes.

La modélisation thermo-mécanique est basée sur le chaînage du problème thermique et du problème mécanique (couplage faible), c'est-à-dire que le problème thermique est calculé préalablement et les résultats de ce problème sont utilisés comme données d'entrée pour le problème mécanique. En d'autres termes, le problème mécanique est dépendant du problème thermique, mais le problème thermique est totalement indépendant de la partie mécanique. En procédant

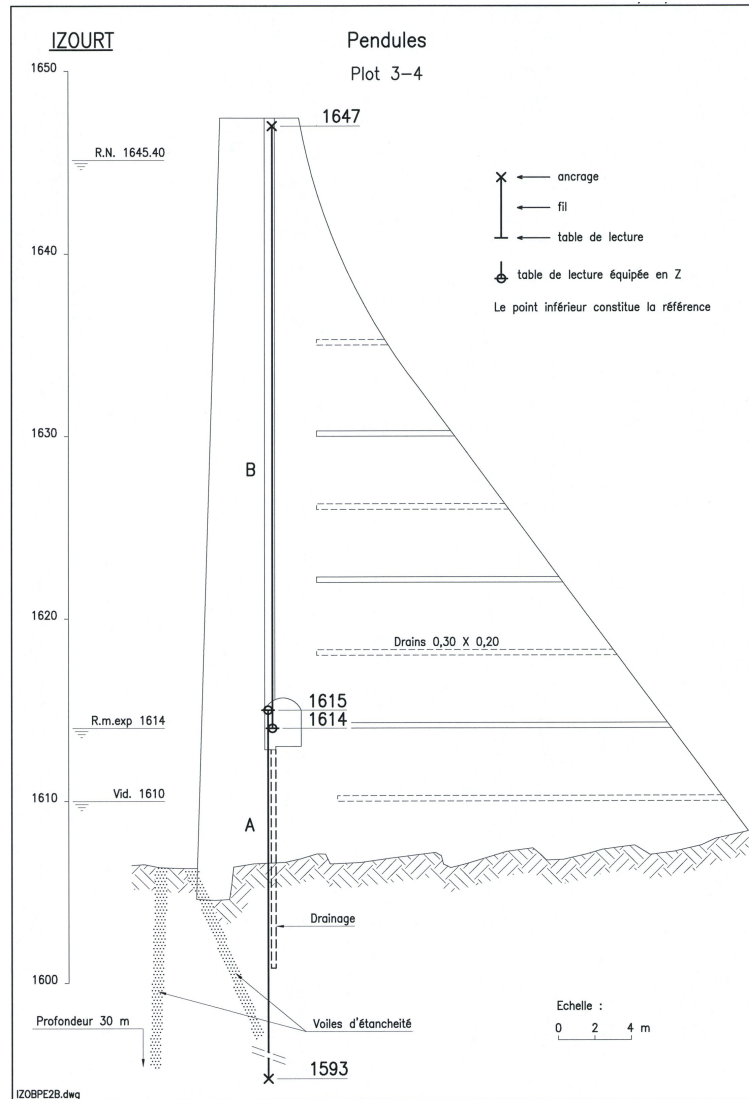


FIGURE 3.8 – Vue en coupe du plot modélisé.

ainsi, tous les paramètres thermiques sont supposés indépendants des contraintes et des déformations.

Par ailleurs, afin d'éviter des calculs très lourds, la modélisation adoptée pour les problèmes thermique et mécanique reste linéaire. Bien qu'il soit possible de prendre en compte la dépendance des paramètres thermiques et mécaniques à la température, dans la gamme de température étudiée ici, l'hypothèse que tous les paramètres sont indépendants de la température est raisonnable. Le problème thermique est un problème transitoire avec un pas de temps de résolution de 1 jour et correspond à la résolution de l'équation de la chaleur (équation (2.21)) avec les conditions aux limites qui sont décrites dans la section 3.3.5. Le champ thermique obtenu chaque jour permet alors de calculer les déformations/contraintes mécaniques du jour par l'intermédiaire du coefficient de dilatation α . Le calcul mécanique est quant à lui un calcul élastique linéaire.

3.3.3 Maillage

La figure 3.9 présente le maillage utilisé pour les modélisations. Le maillage a été réalisé en suivant les conclusions de la section 3.2.3. Ainsi, des éléments très fins sont utilisés proches des frontières ($\simeq 5$ cm) et leur taille augmente progressivement à mesure que l'on « rentre » dans l'ouvrage, de manière à pouvoir prendre en compte l'influence de l'ensemble des fréquences des signaux de sollicitation. Les éléments sont triangulaires et leurs fonctions de formes sont linéaires.

Certaines modélisations thermo-mécaniques de barrage en béton ne considèrent pas la fondation dans le modèle et imposent alors une condition aux limites de type adiabatique au contact béton rocher [Sheibany et Ghaemian, 2005] [Veltrop *et al.*, 1990]. Dans cette étude, la fondation fait partie intégrante du modèle de manière à prendre en compte plus précisément son effet à la fois d'un point de vue thermique (transfert de chaleur dans la roche et à l'interface béton-rocher) et d'un point de vue mécanique (déformation de la roche sous l'effet de la pression de l'eau et de la dilatation thermique). Afin de ne pas avoir d'influence des conditions aux limites mécaniques appliquées aux limites de la fondation sur les déplacements du barrage, la distance entre les frontières de la fondation et le barrage doit être suffisamment grande (on a choisi ici 1,5 fois la hauteur du barrage, ce qui est une valeur courante utilisée en ingénierie des barrages).

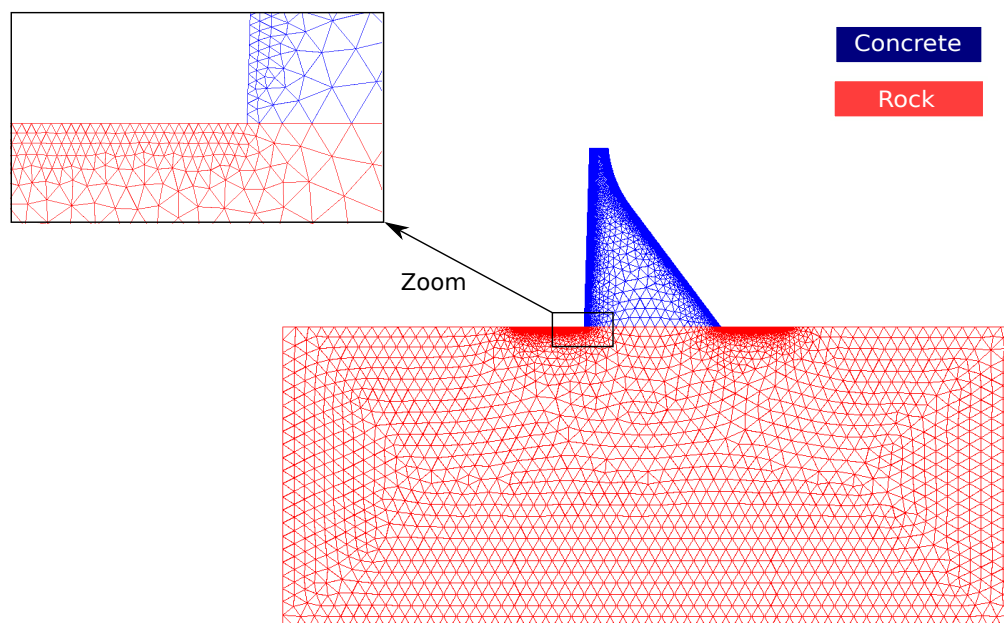


FIGURE 3.9 – Maillage du barrage d'Izourt.

Le même maillage est utilisé pour le calcul thermique et le calcul mécanique. Il est possible de projeter le champ thermique sur un maillage plus grossier pour réaliser le calcul mécanique, mais cette méthode ne présente pas d'intérêt, car elle dégrade le champ thermique fin qui a été obtenu sur le maillage progressif et nous avons calé la taille de maille au minimum pour avoir une bonne précision sur le champ de déplacement en crête (voir section 3.2.3).

3.3.4 Condition initiale et période de calcul

Les températures observées dans de nombreux barrages ont montré qu'un certain temps après la période de construction, un régime régulier et périodique d'oscillation saisonnière de la température interne se met en place [Burkst, 1947] [Bourdarot *et al.*, 2000] [Bossoney, 1994], etc.. En effet, après la dissipation de la chaleur d'hydratation qui a été générée pendant la construction du barrage, les variations cycliques des sollicitations thermiques externes régissent la température du barrage. Il faut généralement plusieurs années pour dissiper toute la chaleur d'hydratation et atteindre un régime cyclique établi (plus le barrage est épais et plus la mise en place de ce régime peut-être longue).

Dans notre modèle, la simulation thermique est réalisée sur la période allant du 01/01/2000 au 13/12/2010, mais le calcul mécanique n'est effectué que sur la période allant du 28/12/2008 au 13/12/2010. La chaleur d'hydratation du béton n'est pas représentée (on considère que la dissipation est terminée depuis longtemps), néanmoins la température initiale dans le barrage étant homogène (valeur fixée à la température moyenne de l'air sur la période d'analyse), il faut alors plusieurs cycles annuels de calcul afin de converger vers le régime établi. Ainsi la période allant du 01/01/2000 au 28/12/2008 est utilisée pour obtenir la convergence vers le régime cyclique établi et la période allant du 28/12/2008 au 13/12/2010 peut vraiment être exploitée pour notre analyse.

3.3.5 Définition des conditions aux limites et chargements

Les différents chargements thermiques qui contribuent aux déplacements d'un barrage en béton ont été présentés dans la section 2.3.2 et sont résumés par la figure 2.11. Dans cette modélisation, le champ de température dans l'ouvrage est calculé à partir des températures de l'air, de l'eau, des échanges convectifs et radiatifs avec l'environnement alentour et du rayonnement solaire. La figure 3.10 montre l'ensemble des conditions aux limites thermiques et mécaniques considérées dans cette modélisation.

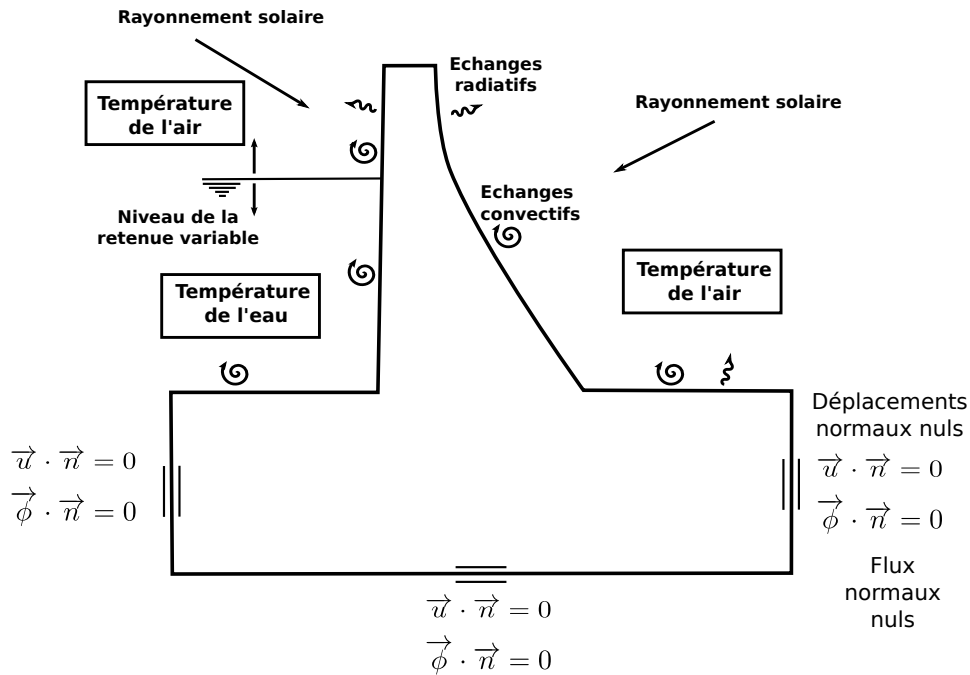


FIGURE 3.10 – Représentation schématique des conditions aux limites et des chargements.

3.3.5.1 Conditions aux limites thermiques

L'ensemble des conditions aux limites thermiques sont des conditions aux limites de flux. Elles sont présentées dans les paragraphes suivants en fonction de l'interface (béton-air, béton-eau, fondation). À noter que sur le parement amont, les interfaces béton-air et béton-eau varient dans le temps en fonction du niveau de la retenue.

Interface béton-air

Le transfert de chaleur à l'interface béton-air est introduit comme une condition aux limites de flux qui prend en compte à la fois les échanges convectifs et radiatifs du barrage avec l'environnement ainsi que l'apport de chaleur par rayonnement solaire. Cette condition aux limites est définie par l'équation (voir section 2.3.2) :

$$-\lambda_{ther} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S = h_{glob} \cdot (T_{air} - T_S) + \Phi_{sol} \quad (3.2)$$

Les échanges radiatifs du barrage avec l'environnement ont été linéarisés afin d'éviter des calculs très lourds imposés par l'intégration de cette non-linéarité, d'autant que l'influence de ces échanges est très faible en comparaison à la convection (voir section 2.3.2.2).

En l'absence de mesure de la vitesse du vent, le coefficient d'échange global h_{glob} est pris constant au cours du temps. Néanmoins, pour avoir une idée de l'influence du vent, une simulation a été réalisée en faisant varier le coefficient d'échange global h_{glob} aléatoirement dans le temps. En effet, le coefficient d'échange est très dépendant de la vitesse du vent (voir figure 2.6).

En l'absence de mesure locale de température de l'air T_{air} , celle-ci est modélisée par interpolation de températures mesurées sur plusieurs stations météorologiques situées aux alentours du barrage [Gottardi, 2009]. Le modèle prend en compte les gradients altimétriques (avec dépendance à la saison et à la pluie) et donne la température moyenne journalière sur le site du barrage.

Pour le rayonnement solaire, le flux absorbé par les parements exposés Φ_{sol} est calculé à partir d'une mesure de rayonnement journalière sur une surface horizontale issue d'une station météorologique à proximité de l'ouvrage. La méthode employée pour reconstruire le flux absorbé par les parements amont et aval à partir de la mesure sur une surface horizontale est détaillée dans l'annexe E. Cette méthode prend en compte le rayonnement solaire direct, diffus et réfléchi et dépend de :

- La latitude du lieu
- L'orientation de la surface (azimut + inclinaison)
- L'albédo du milieu environnant
- L'absorptivité de la surface en béton

Malgré la présence systématique de neige en hiver sur le terrain environnant, par souci de simplicité, le coefficient d'albédo du terrain a été considéré constant au cours du temps. À noter également que les effets d'ombre induits par les montagnes environnantes n'ont pas été considérés dans cette étude.

La quantité Φ_{sol} de rayonnement solaire absorbée par les parements amont (la partie dénuyée) et aval du barrage est très différente en fonction de la période de l'année (figures 3.11a et 3.11b). En hiver par exemple, lorsque le soleil est bas dans le ciel, la surface amont qui est orientée au sud reçoit plus de rayonnement solaire que la surface aval. À l'inverse, en été, le soleil est haut dans le ciel et la surface amont qui est quasiment verticale reçoit moins de rayonnement que la surface aval. L'intensité maximale du rayonnement solaire perçu par la surface amont

est obtenue au printemps et à l'automne alors que c'est en été que le parement aval perçoit son rayonnement maximum. Cette différence entre les flux absorbés par les surfaces amont et aval est à l'origine de gradients thermiques dans l'épaisseur du barrage.

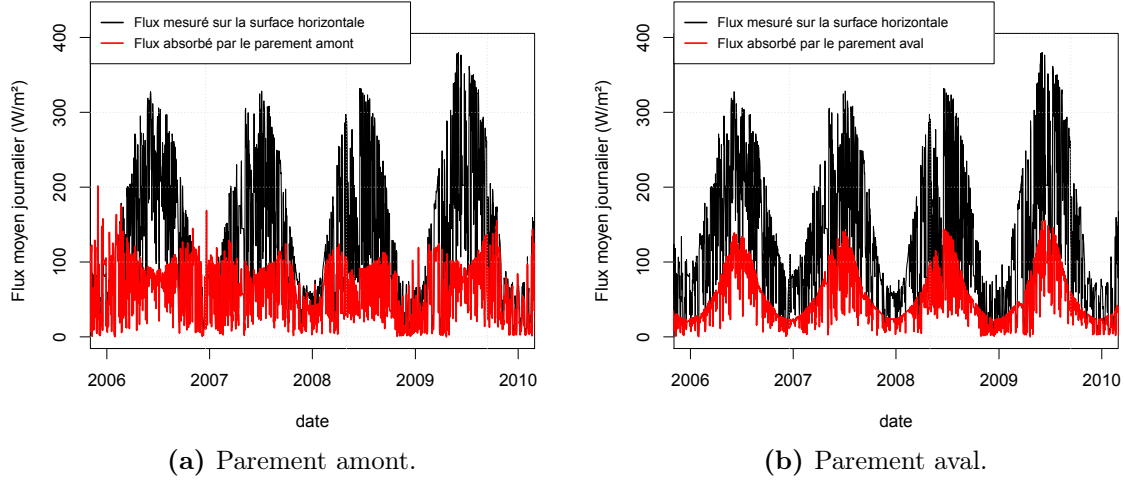


FIGURE 3.11 – Quantité de rayonnement solaire absorbée par les deux parements du barrage et comparaison avec la quantité mesurée sur une surface horizontale à proximité du barrage.

Il est également intéressant de comparer les flux induits par le rayonnement solaire à ceux induits par les échanges convectifs et radiatifs avec l'environnement alentour. Pour la surface aval, en été, la quantité de rayonnement solaire absorbée est à peu près de 150 W/m^2 . Si l'on considère un coefficient d'échange global h_{glob} d'environ $15 \text{ W/m}^2/^\circ\text{C}$ (vent faible), afin d'obtenir le même flux, il faudrait que la différence entre la température de l'air et celle de la surface en béton soit de 10°C . Le rayonnement solaire est donc une des influences importantes pour l'estimation de l'état thermique d'un barrage.

Interface béton-eau

À l'interface béton-eau, une condition aux limites de flux (équation 3.3) est introduite de manière à assurer la continuité sur le parement amont de la condition aux limites de flux. Cette continuité est nécessaire dans la mesure où les interfaces béton-air et béton-eau varient au cours du temps avec la cote de retenue.

Les températures de l'eau et celle du béton en vis-à-vis sont généralement considérées comme identiques (voir section 2.3.2.1). En choisissant un coefficient d'échange $h_{beton/eau}$ très grand ($2000 \text{ W/m}^2/^\circ\text{C}$), la condition aux limites est alors équivalente à une condition aux limites de type « température imposée » ($T_S = T_{eau}$), mais s'exprime en terme de flux :

$$-\lambda_{ther} \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_S = h_{beton/eau} \cdot (T_{eau} - T_S) \quad (3.3)$$

Dans le cadre de la thèse, nous avons mesuré la température de l'eau dans la retenue du barrage pendant une année (2013-2014) à l'aide de sondes autonomes placées à différentes hauteurs sur le parement amont. À partir de cette mesure, il a été possible de reconstituer l'évolution temporelle de température moyenne de l'eau sur la hauteur à l'interface avec le béton (voir figure 3.12).

Malheureusement, le manque de données pour la température à la surface et la perte de capteurs au fond du réservoir n'ont pas permis de produire des profils de températures fiables sur

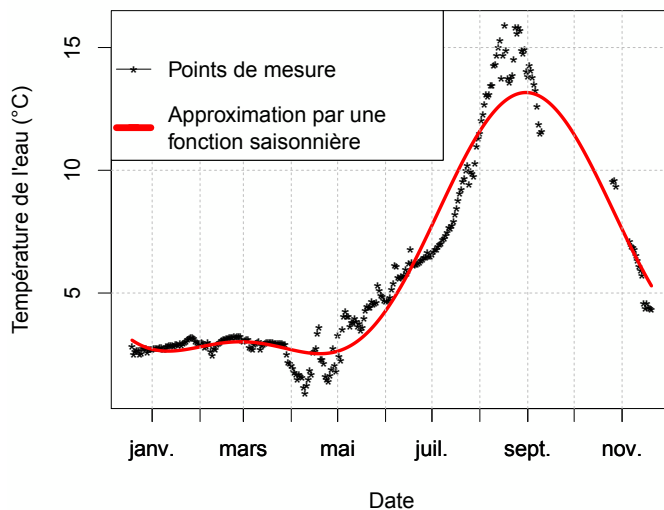


FIGURE 3.12 – Température moyenne de l'eau sur une année mesurée dans la retenue du barrage d'Izourt (points noirs) et approximation par une fonction saisonnière de période 6 mois (courbe rouge).

l'intégralité de la hauteur. Néanmoins, des profils virtuels ont été générés en utilisant un modèle de reconstitution des profils [Ardito *et al.*, 2008] :

$$T_{eau}(y_w, t) = T_{fond}(t) \cdot \frac{1 - e^{-\Phi \cdot y_w}}{1 - e^{-\Phi \cdot H_{res}}} + T_{surf}(t) \cdot \frac{e^{-\Phi \cdot y_w} - e^{-\Phi \cdot H_{res}}}{1 - e^{-\Phi \cdot H_{res}}} \quad (3.4)$$

Où y_w est la profondeur à partir de la surface, H_{res} est la hauteur du réservoir, Φ est un coefficient de forme, et T_{fond} et T_{surf} sont les températures de l'eau au fond et à la surface du réservoir (figure 3.13).

Les températures à la surface et au fond du réservoir ont été modélisées par des fonctions réalistes en s'inspirant de l'évolution de la température moyenne (figure 3.12). Ces températures tiennent compte de la présence de glace à la surface du réservoir pendant l'hiver (pendant cette période la température en surface est maintenue à 0°C et celle au fond du réservoir à 4°C). Par ailleurs, il a été tenu compte du fait que la période de réchauffement de la retenue est plus longue que celle de refroidissement (voir section 2.3.2.5). On peut également noter que la température au fond du réservoir continue d'augmenter lorsque la température en surface commence à baisser, et ce jusqu'à l'intersection des deux courbes (cela s'explique par l'évolution de la densité de l'eau avec la température (voir figure 2.9)). Une fois que les deux courbes se croisent, elles sont confondues et la température est homogène dans la retenue jusqu'à atteindre 4°C, c'est la période de brassage automnal (voir section 2.3.2.5). Enfin, les profils de températures ont été construits de manière à ce que la température moyenne de la retenue suive l'évolution de la figure 3.12. Les profils ainsi reconstitués sont donnés par la figure 3.14 pour différentes dates de l'année.

Interfaces de la fondation

La fondation étant représentée dans ce modèle, la température en son sein doit être représentée à partir des conditions aux limites de celle-ci. Les conditions aux limites aux interfaces fondation-air et fondation-eau sont identiques à celles des températures interface béton-air (équation (3.2)) et béton-eau (équation (3.3)), seuls les paramètres peuvent changer. Pour les deux limites verticales et la limite à la base de la fondation, un flux nul est imposé dans la direction normale.

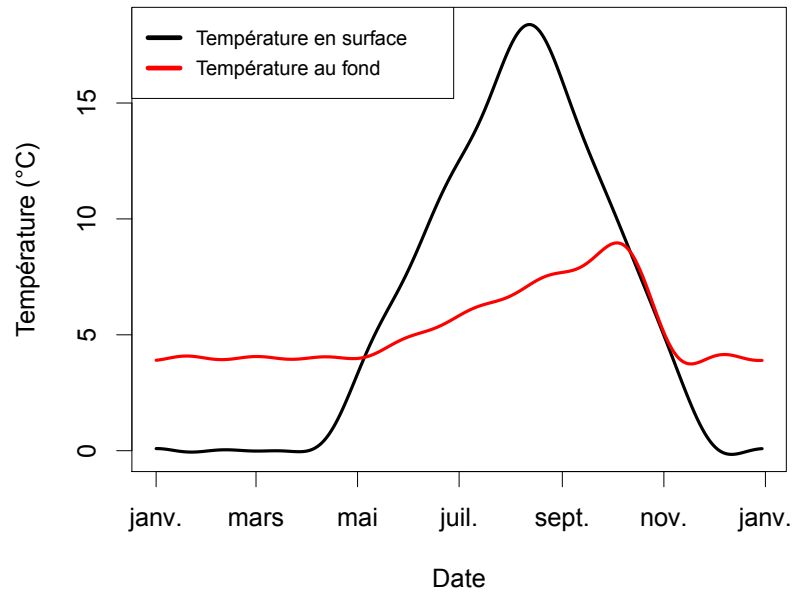


FIGURE 3.13 – Température de l’eau en surface et au fond du réservoir du barrage d’Izourt. Reconstitution sur une année.

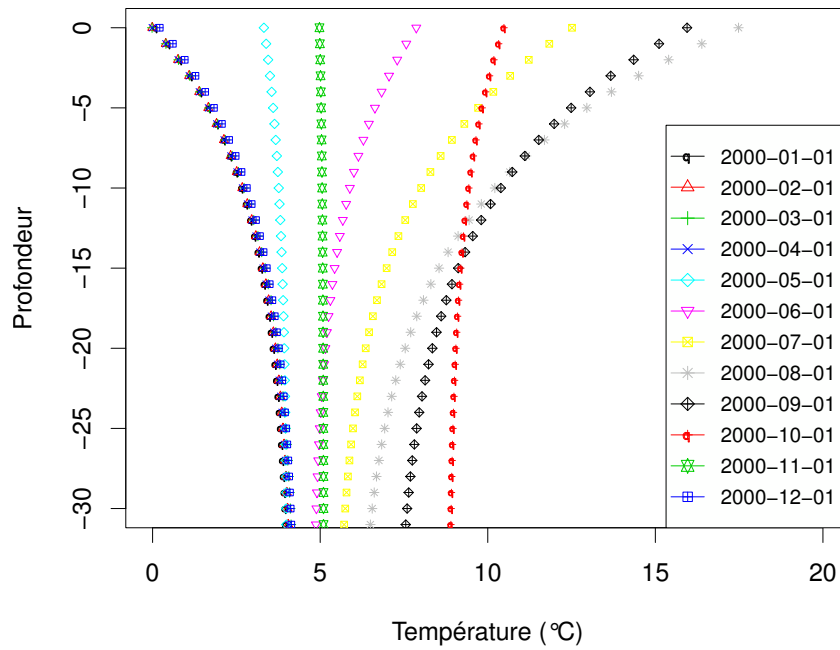


FIGURE 3.14 – Profils de température de l’eau dans la retenue barrage d’Izourt à différentes dates de l’année.

Le gradient géothermique est donc négligé dans cette étude, mais celui-ci étant vertical, il n’a de toute façon aucune influence sur les déplacements horizontaux de la structure.

3.3.5.2 Conditions aux limites mécaniques

D'un point de vue mécanique, les conditions aux limites définissent l'encastrement de la fondation. Les déplacements normaux sont alors empêchés sur les frontières de la fondation (hormis les frontières supérieures (en contact avec l'air ou l'eau)).

3.3.6 Calibration des paramètres

Lorsque l'ouvrage dispose de mesures de températures internes, les paramètres thermiques du modèle peuvent être calibrés sur ces données. Le barrage d'Izourt ne possédant pas de capteurs de température noyés dans le béton, la calibration des paramètres thermiques et mécaniques doit se faire simultanément en se basant sur les mesures de déplacement. Dans le cas présent, un tel calibrage des paramètres s'avère très compliqué étant donné le comportement particulier du barrage (voir section 3.3.7). Les différents paramètres thermiques et mécaniques n'ont ainsi pas pu être proprement calibrés. Néanmoins, des valeurs physiques et relativement classiques de ces paramètres ont été employées dans la modélisation. Tous les paramètres matériaux utilisés par le modèle sont regroupés dans le tableau 3.1. Par ailleurs, pour le calcul du rayonnement solaire le coefficient d'albédo du terrain avoisinant est fixé à $\rho = 0,3$ [-] et pour le calcul des profils de température de l'eau, le paramètre de forme est fixé à $\Phi=0,1$ [m⁻¹].

Paramètre	Béton	Fondation
Conductivité thermique λ_{ther} [W/m/°C]	2,5	3
Chaleur spécifique massique c [J/kg/°C]	900	800
Diffusivité thermique a [m ² /j]	0,104	0,12
Absorptivité α_r [-]	0,6	0,6
Coefficient d'échange global h_{glob} [W/m ² /°C]	20 (ou $10 < h_{glob} < 40$ si présence de vent)	20 (ou $10 < h_{glob} < 40$ si présence de vent)
Coefficient de poisson ν [-]	0,2	0,25
Masse volumique ρ_v [kg/m ³]	2300	2700
Module de Young E [GPa]	30	15
Coefficient de dilatation thermique α [°C ⁻¹]	$8 \cdot 10^{-6}$	$8 \cdot 10^{-6}$

TABLE 3.1 – Valeurs des paramètres thermiques et mécaniques utilisés pour la modélisation thermo-mécanique du barrage d'Izourt.

3.3.7 Comportement particulier : la « double bosse »

On étudie les déplacements amont-aval mesurés par le pendule B (1647-1615) du plot 3-4 qui est celui de la modélisation numérique (voir figures 3.7 et 3.8). Afin de séparer les différentes composantes du déplacement et extraire le déplacement saisonnier, une analyse HST est réalisée. De manière à comparer les déplacements saisonniers modélisés à ceux extraits des mesures réelles par l'analyse HST, les déplacements modélisés par éléments finis sont approchés par une fonction saisonnière identique à celle utilisée par l'analyse HST. La figure 3.15 montre alors les déplacements saisonniers issus de la mesure et ceux modélisés par éléments finis. On peut alors remarquer que la modélisation ne permet pas de retrouver les déplacements saisonniers issus

des mesures réelles, lesquels présentent une évolution atypique avec une forte composante de période 6 mois (« Double Bosse »).

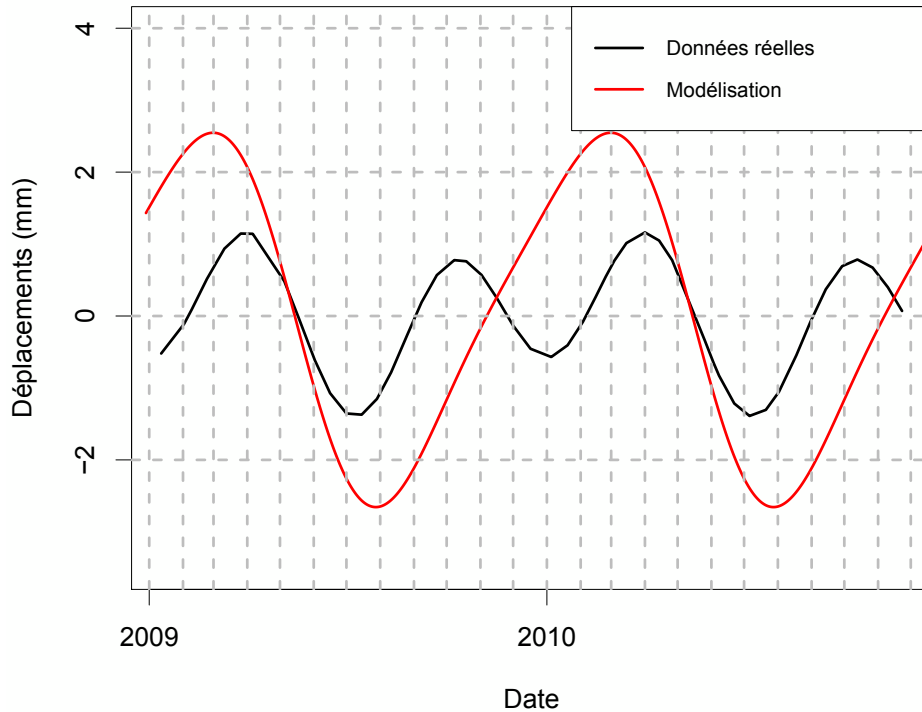


FIGURE 3.15 – Déplacements saisonniers extraits des données réelles par analyse HST (courbe noire) et modélisés par éléments finis (courbe rouge).

Cette évolution atypique des déplacements thermiques est observée depuis des années et différentes hypothèses ont été formulées :

- *Influence du rayonnement solaire.* La quantité de rayonnement solaire qui frappe le parement amont présente une évolution de période 6 mois (voir figure 3.11a), qui pourrait être à l'origine de l'évolution des déplacements avec cette même fréquence.
- *Influence de la neige.* Sur le parement aval, l'accumulation de neige pendant l'hiver pourrait isoler thermiquement une partie du parement et provoquer alors une évolution non sinusoïdale de cette condition aux limites. Le deuxième terme de la série de Fourier pourrait alors être nécessaire pour approcher les déplacements associés.
- *Influence de la température de l'eau.* L'évolution particulière de la température de l'eau (isolation thermique par la présence de glace en surface pendant une bonne partie de l'année et arrivée des eaux froides de la fonte des neiges au printemps) pourrait être répercutée sur les déplacements du barrage.

Toutes ces hypothèses ont été testées sans succès dans le cadre de cette thèse. Une nouvelle hypothèse a alors été formulée : l'infiltration de l'eau dans le corps du barrage, associé à l'évolution particulière de la température de l'eau dans un lac d'altitude comme celui d'Izourt, viendrait modifier le champ thermique de l'ouvrage dans sa partie amont.

Une simulation a été développée pour vérifier la véracité de cette dernière hypothèse. La percolation de l'eau dans le corps du barrage est modélisée par une augmentation importante de la diffusivité thermique dans une zone amont de l'ouvrage située sous le niveau de la retenue (cette zone est actualisée tous les 10 pas de temps en fonction du niveau de la retenue). La température de la zone est alors très proche de la température de l'eau (figure 3.16).

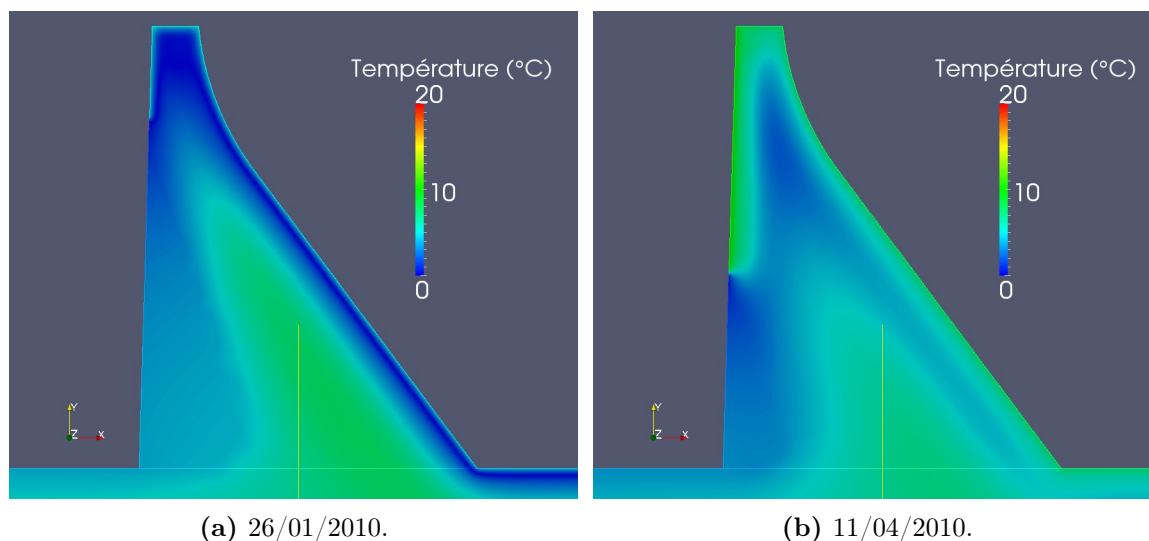


FIGURE 3.16 – Champs de température extraits du calcul EF avec prise en compte de la percolation de l'eau dans la partie amont de l'ouvrage à deux instants du transitoire.

On peut alors constater sur la figure 3.17 que les déplacements saisonniers obtenus par cette simulation permettent de se rapprocher des déplacements saisonniers extraits des données réelles par l'analyse HST. Ce résultat original est, par ailleurs, corroboré par le fait que cette « double bosse » s'observe uniquement sur quelques ouvrages qui sont tous des barrages-poids situés en altitude et qui présentent des taux de fuites importants collectés en galeries. Afin de valider complètement ce résultat, des mesures de température d'eau de fuite sont en cours et l'analyse d'un barrage « réparé » qui présentait la double bosse avant réparation et dont les fuites ont fortement diminué depuis sera menée.

Généralement, les déplacements thermiques d'un barrage-poids sont essentiellement dictés par le gradient thermique amont-aval, lequel est principalement influencé par l'évolution de la température de l'air dont l'amplitude été/hiver est beaucoup plus importante que celle de l'eau. Néanmoins, en cas de percolation de l'eau dans le corps du barrage, le gradient thermique peut être grandement modifié et le rôle de la température de l'eau devient alors beaucoup plus important. L'évolution de la température de l'eau d'un lac d'altitude étant sensiblement différente de celle de l'air avec une période de stagnation due à la présence de glace pendant l'hiver, puis un réchauffement lent du printemps à l'automne et enfin un refroidissement très rapide pendant l'automne (voir section 2.3.2.5), les déplacements de l'ouvrage suivent alors une évolution particulière.

À l'automne, la baisse de la température de l'air étant plus importante que celle de l'eau le gradient thermique provoque généralement un déplacement vers l'aval. Néanmoins, la percolation de l'eau dans le corps du barrage vient modifier le champ thermique en profondeur et provoque une inversion du gradient thermique responsable d'un déplacement vers l'amont. Pendant l'hiver, la stabilité de la température de l'eau associée à la baisse de la température de l'air provoque alors un retour du barrage vers l'aval. Au printemps, lorsque la température de l'air augmente rapidement, celle de l'eau évolue lentement notamment du fait de l'arrivée des eaux de fontes des neiges dans la retenue, c'est alors la température de l'air qui joue le rôle le plus important et le déplacement se fait vers l'amont. Enfin, pendant l'été lorsque la température de

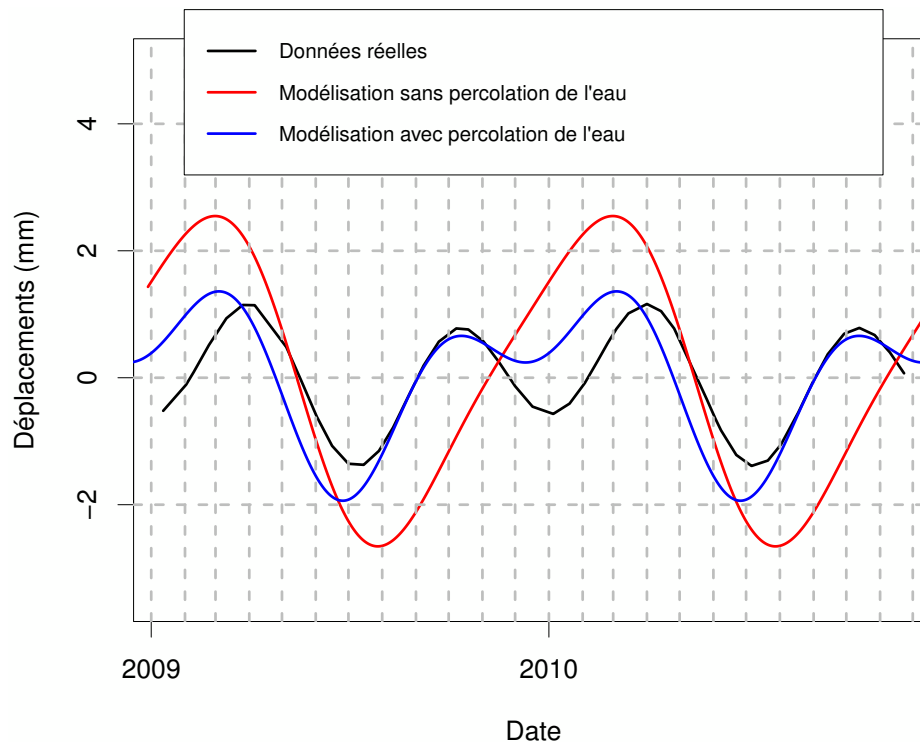


FIGURE 3.17 – Déplacements saisonniers extraits des données réelles par analyse HST (courbe noire) et modélisés par éléments finis sans et avec la percolation de l'eau (courbes rouge et bleu respectivement).

l'air s'est à peu près stabilisée, celle de l'eau continue d'augmenter et provoque une inversion du gradient thermique et donc un déplacement du barrage vers l'aval.

3.4 Modélisation 3D d'un barrage-voûte

3.4.1 Présentation de l'ouvrage

La modélisation 3D concerne le barrage de Puylaurent (figure 3.18), situé sur le Chassezac, un affluent de l'Ardèche. Il possède une retenue de 12 millions de m^3 permettant une bonne maîtrise de la ressource en eau, en stockant les forts débits de l'automne et du printemps pour les restituer en période estivale. C'est un ouvrage à buts multiples qui assure notamment la régulation du Chassezac, l'irrigation de la vallée et la production hydroélectrique (une petite usine d'une puissance de 3,9 MW est placée directement en pied de barrage sous le coursier de l'évacuateur de crue). L'ouvrage est exploité par EDF, mais est la propriété du Syndicat Départemental d'Équipement de l'Ardèche (SDEA).

Le barrage de Puylaurent est un barrage de type voûte avec parement amont cylindrique vertical et parement aval conique puis vertical. C'est un ouvrage relativement récent puisque sa construction a été entamée à partir de 1990 et sa mise en eau a eu lieu en 1996. Le barrage est fondé sur un rocher de bonne qualité, constitué de migmatites micaschisteuses. Il a été bâti avec un béton peu exothermique (faible dosage en ciment et adjonction de cendres volantes) permettant la réalisation de plots larges tout en limitant le risque de fissuration thermique. Le barrage est ainsi constitué de cinq plots latéraux de 25 m chacun, de deux plots centraux de 29,60 m et de deux culées de 16 m en rive gauche et 20 m en rive droite (voir figure 3.19). La partie inférieure de la voûte a été creusée pour intégrer l'usine hydroélectrique. Le parement aval



FIGURE 3.18 – Photographie du barrage de Puylaurent.

est ainsi constitué, sous la cote 895 m NGF (Nivellement Général de la France), d'un cylindre vertical de 60 m de rayon non concentrique au parement amont. Ceci confère à l'ouvrage une épaisseur variable en pied, de 13 m en clef jusqu'à 16 m pour les consoles latérales voisines. Les caractéristiques géométriques de l'ouvrage sont les suivantes :

- Hauteur sur fondation : 73 m (68 m au-dessus du terrain naturel)
- Épaisseur en crête : 4,5 m
- Épaisseur à la base : 16 m au maximum et 13 m en clef
- Longueur en crête : 220 m
- Rayon de courbure amont : 120 m
- Cote de retenue normale (RN) : 938,80 m NGF
- Cote de la crête : 943,00 m NGF
- Volume du corps du barrage : 85 000 m³ de béton

Concernant les mesures de déplacements, le barrage est équipé de 16 pendules (11 directs et 5 inversés) dont 15 sont répartis sur 5 lignes de la voûte, le seizième étant situé dans la culée rive gauche (voir figure 3.19). Par ailleurs, l'ouvrage est équipé de 7 sondes de température au cœur du barrage (voir figure 3.26), et 2 sondes de température extérieures situées juste à l'aval du barrage en rive droite et en rive gauche.

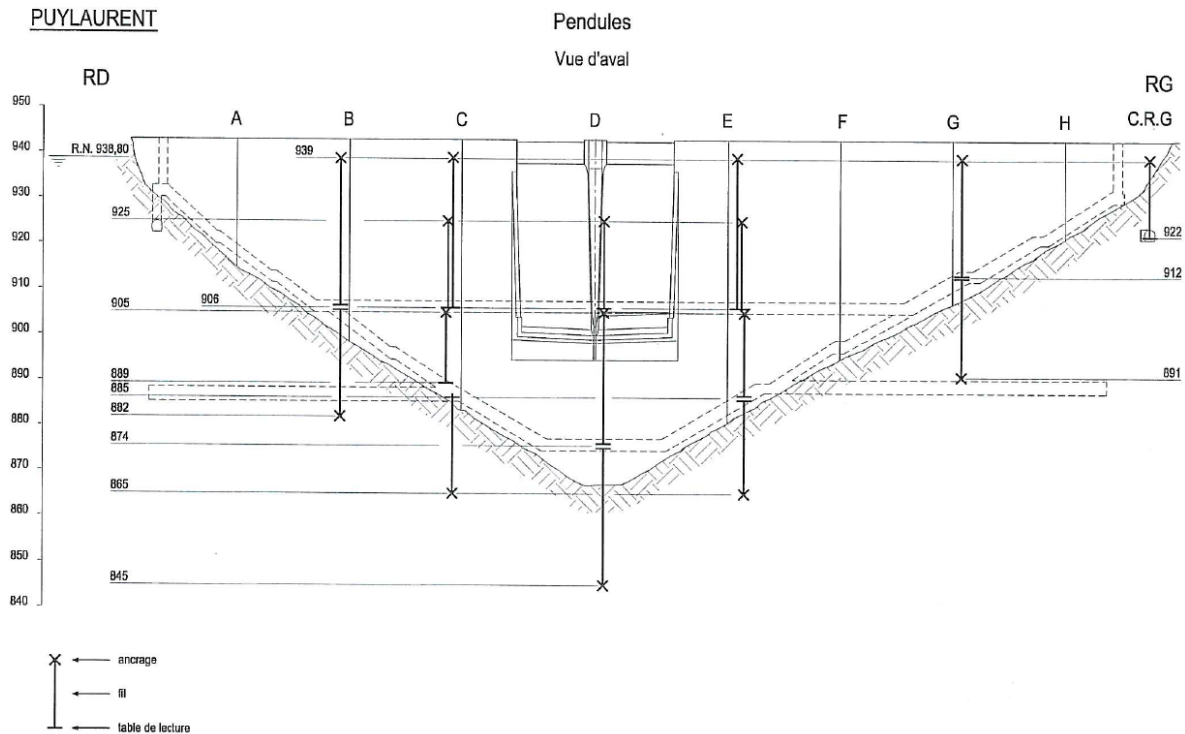


FIGURE 3.19 – Élévation aval du barrage de Puylaurent avec position des pendules.

3.4.2 Modélisation adoptée

La modélisation adoptée ici est une modélisation 3D de l'ouvrage avec résolution chaînée des problèmes thermique et mécanique, les deux problèmes étant linéaires. Le problème thermique est un problème transitoire avec un pas de temps de résolution de 1 jour et correspond à la résolution de l'équation de la chaleur en 3 dimensions (équation (2.21)) avec les conditions aux limites qui sont décrites dans la section 3.4.5. Le champ thermique obtenu chaque jour permet alors de calculer l'incrément de déformations/contraintes mécaniques du jour par l'intermédiaire du coefficient de dilatation α (calcul élastique linéaire). Tous les paramètres thermiques et mécaniques sont considérés indépendants de la température.

3.4.3 Maillage

Étant donné l'explosion du nombre d'éléments lorsque l'on passe d'une modélisation 2D à une modélisation 3D, la taille des éléments telle que définie dans la section 3.2.3 n'a pas pu être respectée (maillage progressif avec des éléments de 5 cm au à proximité des parements). On cherche alors à avoir des éléments les plus fins possible proche des parements, tout en conservant un temps de calcul raisonnable (compromis finesse des résultats / temps de calcul). Deux maillages de l'ouvrage ont alors été développés par le Centre d'Ingénierie Hydraulique d'EDF (CIH) :

- *Maillage 1 m* : Mailles de 1 m proche des parements (550 000 éléments / 100 000 noeuds)
- *Maillage 35 cm* : Mailles de 35 cm proche des parements (5 000 000 éléments / 1 000 000 noeuds)

Les deux maillages sont des maillages progressifs avec des éléments fins proches des frontières et de plus en plus épais à mesure que l'on rentre dans le cœur de l'ouvrage et de la fondation. La figure 3.20 montre le maillage 1 m.

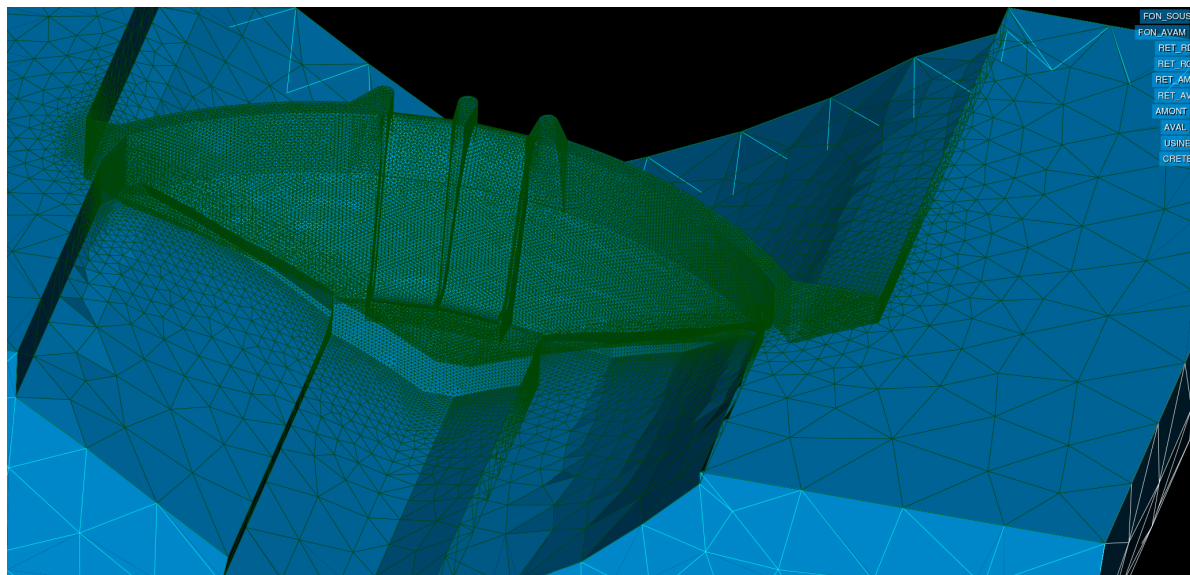
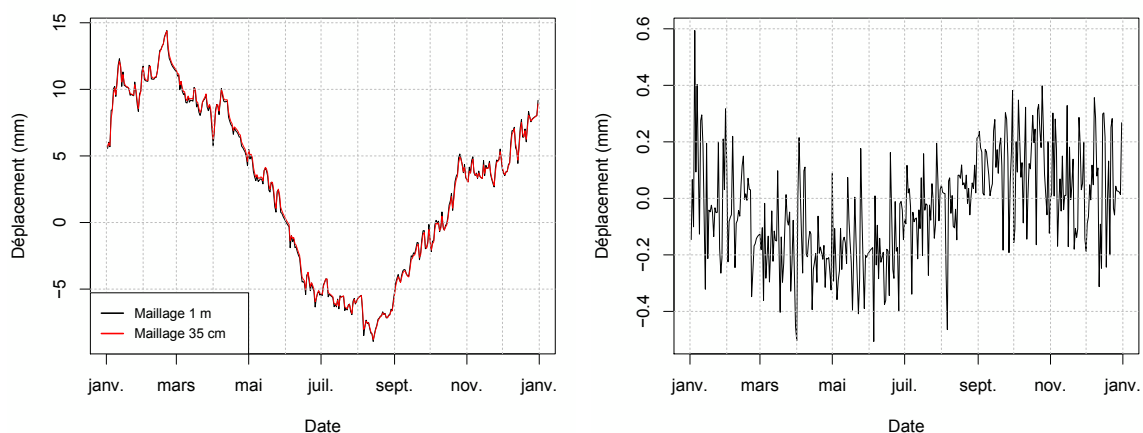


FIGURE 3.20 – Maillage 1 m utilisé pour la modélisation thermo-mécanique du barrage de Puylaurent.

Les calculs sur plusieurs années avec le maillage 35 cm ont été rapidement abandonnés compte tenu du temps de calcul élevé et du faible apport en terme de précision comparativement au maillage 1 m. En effet, la performance des deux maillages a pu être comparée sur calcul thermo-mécanique transitoire. Dans ce calcul, les déplacements de la chaîne de pendule du plot EF sont modélisés (voir figure 3.19) avec chacun des deux maillages puis comparés (figure 3.21). Les écarts observés en terme de déplacements sont très faibles entre les deux maillages (écarts maximums de l'ordre de 0,4 mm lorsque l'amplitude du déplacement saisonnier est de l'ordre de 25 mm). Ainsi le maillage 1 m qui permet d'atteindre des temps de calcul beaucoup plus raisonnables (mais déjà de l'ordre de la semaine pour une simulation complète thermique + mécanique) semble être un bon compromis entre précision et temps de calcul.



(a) Comparaison des déplacements calculés par les deux maillages.

(b) Différence entre les déplacements calculés par les deux maillages.

FIGURE 3.21 – Comparaison des déplacements radiaux du plot EF modélisés avec le maillage 1 m et le maillage 35 cm.

Bien qu'ayant été abandonné pour modéliser plusieurs cycles saisonniers au pas de temps journalier, le maillage 35 cm peut être utilisé pour modéliser quelques cycles journaliers au pas de temps horaire. Un calcul préalable à pas journalier sur le maillage 1 m peut alors permettre d'obtenir un champ thermique réaliste qui peut être projeté sur le maillage 35 cm et servir de condition initiale pour un calcul à pas horaire.

3.4.4 Conditions initiales et période de calcul

De la même manière que pour la modélisation 2D (voir section 3.3.4), la simulation thermique est réalisée sur une période plus longue, afin d'atteindre la convergence vers le régime cyclique établi. Un rapide calcul, en faisant l'hypothèse 1D, nous donne le temps d'établissement du régime établi. L'épaisseur maximale étant de 16 m et la diffusivité de 0,104 m²/j (voir section 3.4.6), le temps caractéristique est alors de $T_0=250$ j (équation (2.41)). Le régime établi peut alors être considéré comme atteint au bout de $5 \cdot T_0$ soit 1250 jours (environ 3,5 ans).

Le calcul thermique est donc réalisé du 02/04/1996 au 31/12/2010 et seule la période du 01/01/2002 au 31/12/2010 est réutilisée pour le calcul mécanique.

La température initiale dans le barrage est homogène et fixée à la valeur de la température moyenne de l'air sur la période d'analyse.

3.4.5 Définition des conditions aux limites et chargements

Les conditions aux limites sont définies de la même manière que pour la modélisation 2D (voir section 3.3.5).

3.4.5.1 Conditions aux limites thermiques

Le champ de température dans l'ouvrage est donc calculé à partir des températures de l'air, de l'eau, des échanges convectifs et radiatifs (linéarisés) avec l'environnement alentour et du rayonnement solaire (figure 3.10). Les conditions aux limites diffèrent suivant les interfaces (béton-air, béton-eau, fondation-air, fondation-eau, fondation-encastrement) (voir section 3.3.5). Par ailleurs, les interfaces béton-air et béton-eau sont variables au cours du temps en fonction de l'évolution du niveau de la retenue.

Convection - Vent

En l'absence de mesure de vent, le coefficient d'échange global h_{glob} est considéré constant au cours du temps. Afin d'étudier l'influence du vent, une simulation a néanmoins été réalisée en faisant varier de manière aléatoire ce coefficient au cours du temps.

Température de l'air

La température de l'air utilisée pour la modélisation est mesurée à pas horaire sur la commune de Chasserades située à quelques kilomètres du barrage et à la même altitude que ce dernier. C'est la mesure de température de l'air la plus proche du barrage à disposition (en terme de distance et d'altitude). En effet, même si le barrage est équipé de capteurs de température de l'air, ils ne répondent pas aux normes métrologiques de mesure de température de l'air. Ils sont notamment situés à proximité immédiate du parement aval (un en rive droite et l'autre en rive gauche) et sont alors probablement influencés par la chaleur dégagée par le béton du barrage, amortissant ainsi les évolutions réelles de la température de l'air. Ainsi, ces mesures, bien qu'indicatives, ne peuvent pas être exploitées de manière fiable d'autant plus que la fréquence de mesure est d'une mesure par jour, à une heure qui n'est pas toujours fixe. Ces capteurs ont cependant

pu être utilisés pour réaliser des mesures à pas horaire pendant deux périodes de quelques jours, lesquelles ont été comparées à celles de Chasserades, permettant ainsi d'avoir confiance dans la mesure réalisée à Chasserades pour représenter la température de l'air au niveau du barrage (voir figure 3.22). On s'aperçoit que la température mesurée à Chasserades, bien que légèrement inférieure à celles mesurées sur le barrage, présente bien les mêmes évolutions avec une amplitude légèrement plus importante (cela va bien dans le sens que le barrage « réchauffe » la mesure proche du parement aval et en amorti les évolutions).

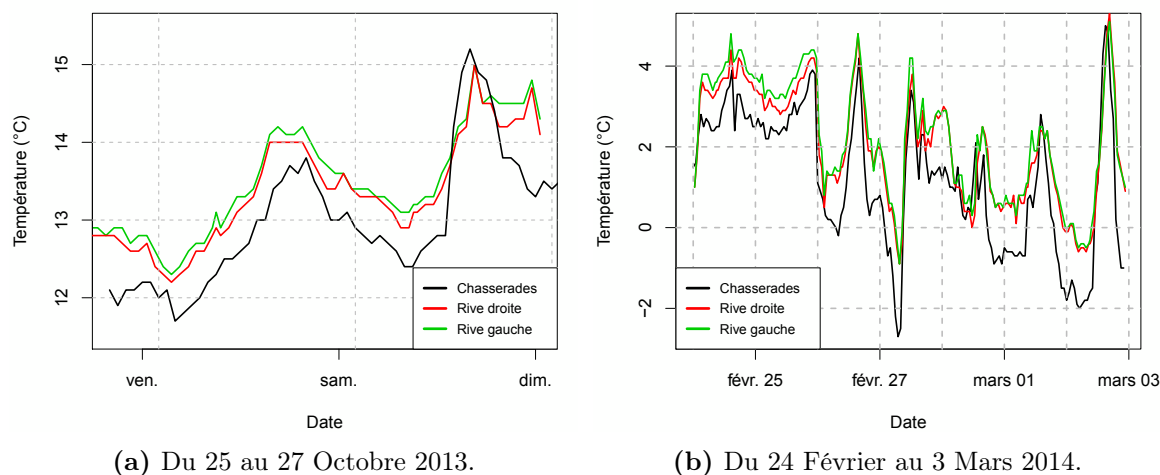


FIGURE 3.22 – Comparaison de la température de l'air mesurée à Chasserades à celle mesurée directement sur le site du barrage pour deux périodes de l'année.

Rayonnement solaire

Le rayonnement solaire est calculé de la même manière que pour la modélisation 2D (voir section 3.3.5 et annexe E), à partir d'une mesure sur une surface horizontale et en tenant compte de la localisation du barrage de Puylaurent et de l'orientation de ses parements. Les parements étant arqués, la quantité de rayonnement solaire absorbé est théoriquement dépendante de la position sur le parement. Bien que certaines modélisations proposent de tenir compte de cet effet [Feng *et al.*, 2010], par souci de simplicité, une orientation moyenne du parement a été considérée ici : le flux absorbé par un parement est alors identique en tout point de celui-ci.

Température de l'eau

Dans le cadre de la thèse, les premières analyses ayant montré l'importance de ce paramètre, une instrumentation de la température de l'eau a été conçue afin de recueillir des données fiables de cette grandeur. L'instrumentation est constituée de 8 sondes « PT100 » situées à différentes profondeurs dans la retenue ainsi que d'un capteur autonome qui mesure la température à la surface de l'eau (voir section 5.3 pour le détail de l'instrumentation).

Par ailleurs, en réalisant 4 campagnes de mesures ponctuelles (le 08/02/2013, le 26/03/2013, le 19/06/2013 et le 02/07/2013) il a été possible d'établir des premiers profils de la température de l'eau avant la mise en place de l'instrumentation (juillet 2013). Les premières données collectées (de février 2013 à février 2014) ont alors servi à calibrer le modèle de reconstitution des profils donné par l'équation (3.4) [Ardito *et al.*, 2008]. Des fonctions périodiques (de période de 1 an) ont été utilisées pour construire les températures en surface T_{surf} et au fond T_{fond} (figure 3.23), ce qui permet de reproduire d'année en année la même évolution (extrapolation des profils de

température reconstitués aux années du calcul EF).

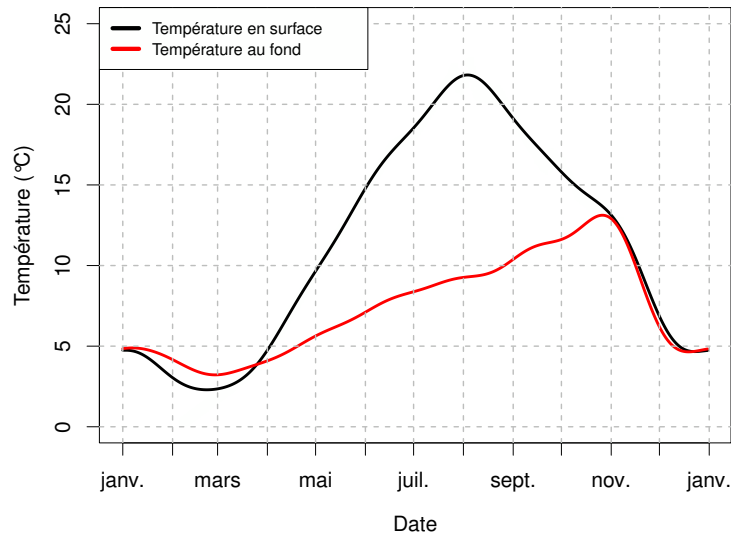


FIGURE 3.23 – Températures à la surface et au fond du réservoir utilisés dans le modèle de température de l'eau de l'équation (3.4).

La température de l'eau modélisée par l'équation (3.4) est comparée, pour quelques profils, à celle mesurée (figure 3.24). On s'aperçoit que lorsque le modèle est bien calibré, avec notamment les bonnes températures en surface et au fond du réservoir, il peut approcher relativement bien la température mesurée. Néanmoins, la forme exponentielle des profils modélisés ne permet pas de retrouver la forme en « S » que l'on observe entre le début du refroidissement de surface de la retenue et jusqu'à ce que la température se soit homogénéisée sur la hauteur (entre août et novembre environ).

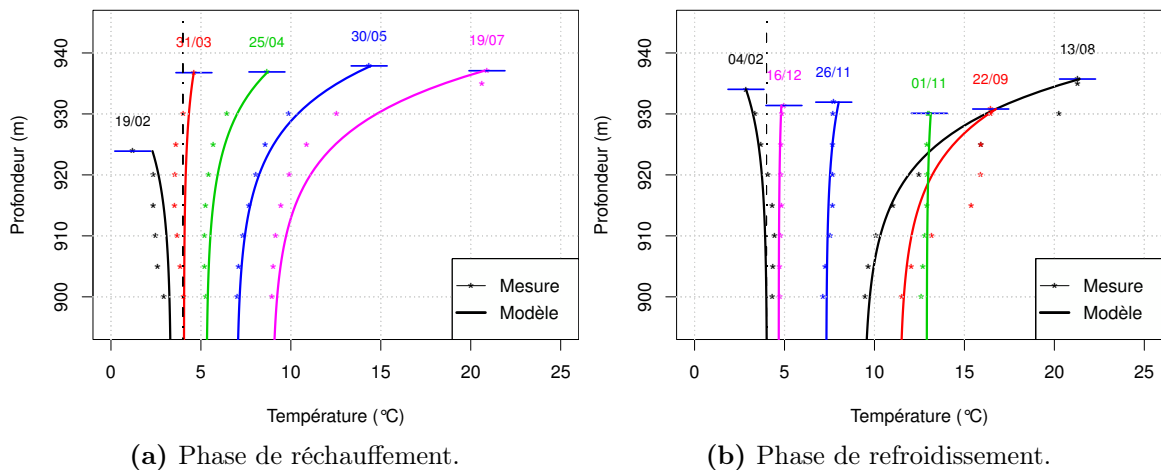


FIGURE 3.24 – Profils de température de l'eau mesurés et modélisés à différents instants de l'année.

Ainsi, en comparant la température moyenne de la retenue modélisée avec celle mesurée (figure 3.25), on s'aperçoit qu'il existe un léger écart sur la période allant d'août à novembre, où la température modélisée est sous-estimée par rapport à la température réelle. Par ailleurs, à partir du mois de mars 2014, la température modélisée est relativement proche de celle mesurée, alors

que cette période n'a pas servi au calage des profils. Cela nous permet donc d'être confiants sur l'extrapolation de la température modélisée en dehors de sa période de calage.

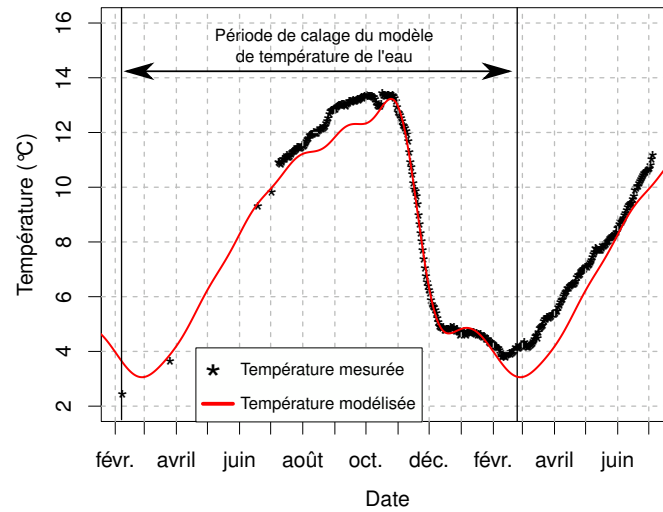


FIGURE 3.25 – Comparaison des températures moyennes de l'eau mesurée et modélisée.

On pourra trouver dans l'annexe J l'application cette méthode d'approximation des profils sur l'ensemble de la période de mesure (de juillet 2013 à juillet 2014).

3.4.5.2 Conditions aux limites mécaniques

D'un point de vue mécanique, les conditions aux limites définissent l'encastrement de la fondation. Les déplacements normaux aux frontières de la fondation sont alors bloqués de la même manière que pour la modélisation 2D.

3.4.6 Calibration du modèle

La calibration des paramètres se fait dans le temps : les paramètres thermiques et mécaniques sont cherchés de manière à retrouver les bonnes évolutions temporelles à la fois en terme de températures et de déplacements.

Les sondes de températures noyées dans le béton dont dispose le barrage de Puylaurent ont été utilisées pour caler les paramètres thermiques du modèle aux éléments finis. La figure 3.26 donne la position des sondes dans le barrage.

Les températures mesurées par chaque capteur sont alors comparées à celles extraites du calcul aux éléments finis (après calibration des paramètres) sur la période 2002-2008 (figure 3.27).

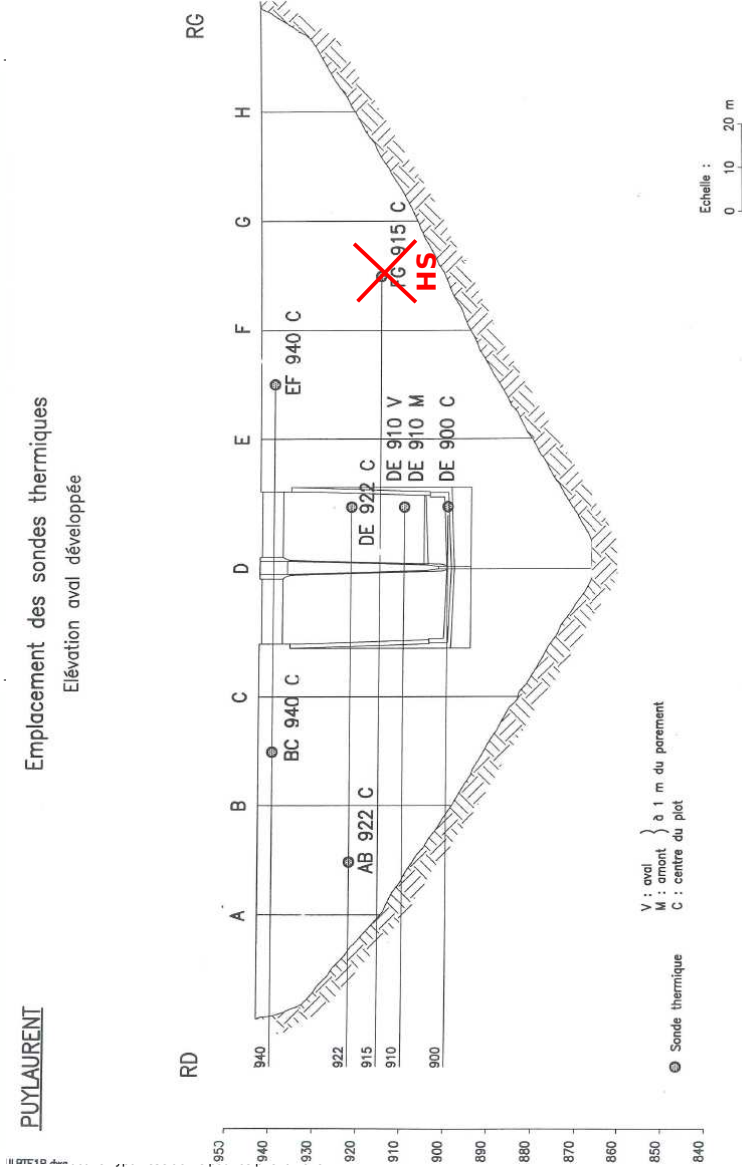
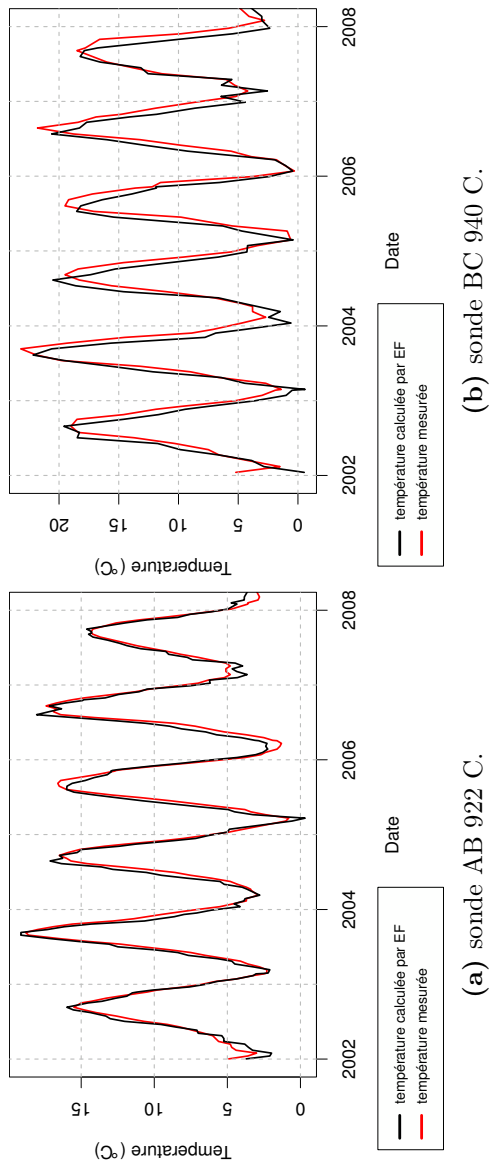


FIGURE 3.26 – Élévation aval du barrage de Puylaurent avec position des sondes de température.



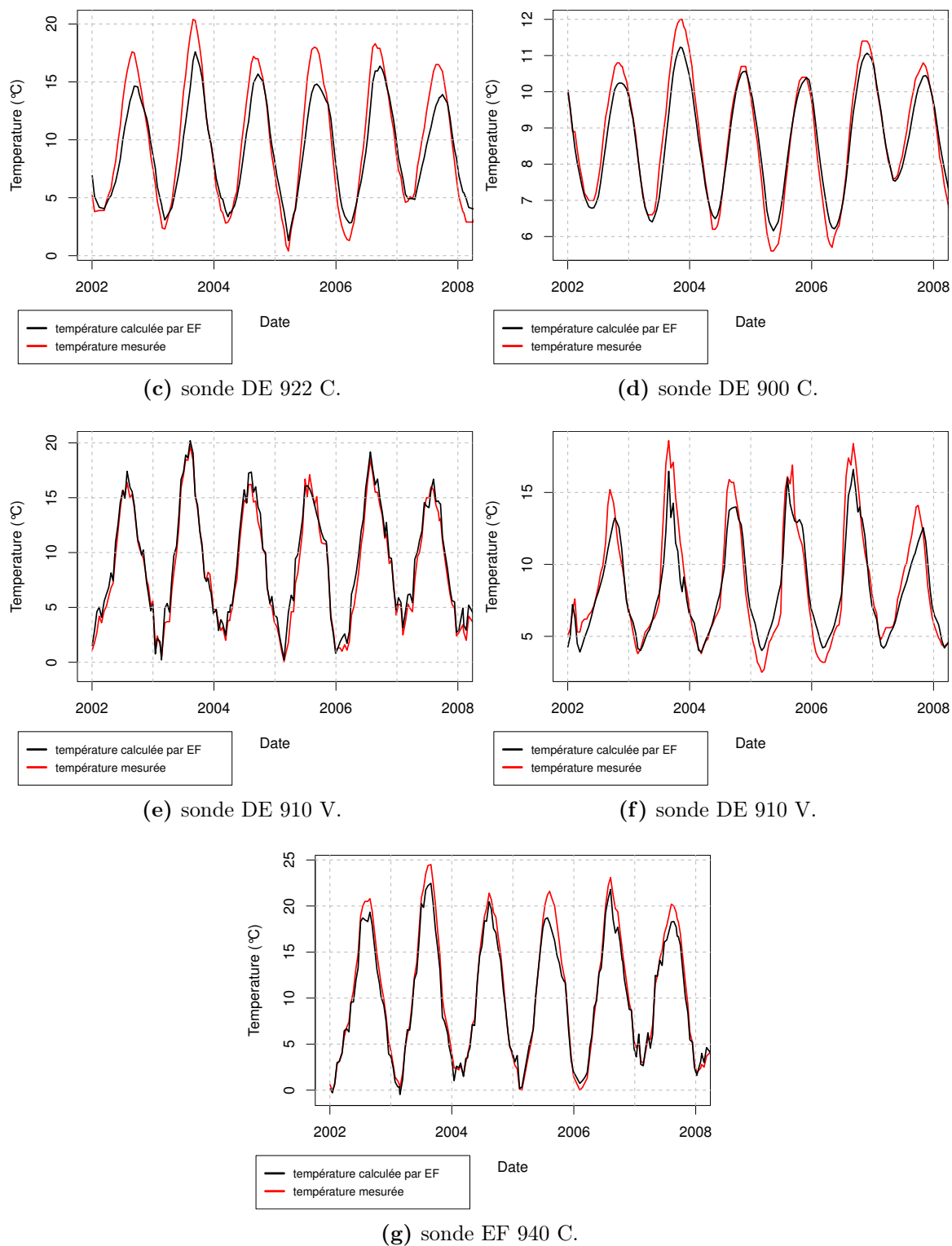


FIGURE 3.27 – Comparaison des températures mesurées et modélisées dans le corps du barrage.

Une fois calibré, le modèle permet alors de retrouver assez fidèlement les températures réelles au cœur de l'ouvrage malgré encore quelques écarts. Afin de proposer une analyse plus quantitative, des indicateurs d'erreur ont été définis et sont donnés dans le tableau 3.2 :

- err : écart absolu moyen sur la période d'analyse ($^{\circ}\text{C}$)
- err_2 : écart absolu moyen err ramené à l'amplitude du signal mesurée (%)
- err_{phi} : écart en déphasage (j). Cet indicateur est obtenu en approchant les signaux mesurés et modélisés par des fonctions harmoniques de période 1 an et en comparant les phases.
- err_{amp} : écart en amplitude ($^{\circ}\text{C}$). Cet indicateur est obtenu en approchant les signaux mesurés et modélisés par des fonctions harmoniques de période 1 an et en comparant les amplitudes.
- $err_{amp,2}$: écart en amplitude err_{amp} ramené à l'amplitude du signal mesuré ($^{\circ}\text{C}$).

Ce sont ces indicateurs que l'on a cherché à minimiser pour l'ensemble des capteurs lors de la calibration du modèle. Le calage des paramètres thermiques n'est pas évident dans la mesure où une amélioration du résultat pour un capteur peut correspondre à la dégradation pour un autre. Ainsi, un déphasage positif est observé pour le capteur de BC_940_C et un déphasage négatif est observé pour le capteur DE_922_C. La minimisation de ce critère pour un des deux capteurs entraîne une dégradation du même critère pour l'autre capteur. C'est donc un calage « en moyenne » sur l'ensemble des capteurs qui a été réalisé.

capteur	err ($^{\circ}\text{C}$)	err_2 (%)	err_{phi} (j)	err_{amp} ($^{\circ}\text{C}$)	$err_{amp,2}$ (%)
AB_922_C	0,8	4,5	8	-0,095	0,72
BC_940_C	2	8,9	17	-0,39	2,2
DE_922_C	1,5	7,5	-15	3,4	22
DE_910_M	1	6,5	-6	1,8	17
DE_910_V	0,74	3,8	4	-0,2	1,4
DE_900_C	0,32	5	-6	0,39	8,8
EF_940_C	0,98	4	2	1,9	9,6

TABLE 3.2 – Récapitulatif des indicateurs d'erreurs pour chaque sonde (les indicateurs sont calculés sur l'ensemble de la période 2002-2011).

Pour les paramètres mécaniques, des valeurs usuelles ont été utilisées. L'ensemble des paramètres matériaux utilisés pour la modélisation sont donnés dans le tableau 3.3. Par ailleurs, pour le calcul du rayonnement solaire, l'albédo du terrain avoisinant a été fixé à la valeur $\rho = 0,3$ [-] et pour le calcul des profils de température de l'eau, le paramètre de forme a été pris égal à $\Phi=0,1$ [m^{-1}].

On peut noter que le coefficient d'échange global h_{glob} calé est relativement élevé. Avec un coefficient moins important, la température calculée au niveau des différents capteurs a tendance à surestimer la température mesurée. Ce coefficient a donc été retenu malgré sa valeur importante. Il est possible que le problème vienne du coefficient d'absorption α_r dont la valeur est peut-être trop élevée. Avec une absorptivité moindre, le flux de rayonnement solaire aurait été réduit et il n'aurait pas forcément été nécessaire d'utiliser un coefficient d'échange aussi important pour compenser.

Les températures estimées au niveau des sondes thermiques étant en bon accord avec celles mesurées, on peut alors avoir confiance dans le champ thermique global calculé dans l'ouvrage. Afin de vérifier que les déplacements sont également bien déterminés par le modèle (bon calage des paramètres mécaniques), ceux-ci sont comparés aux déplacements thermiques extraits des données réelles d'auscultation par une analyse HSTT (figure 3.28). La comparaison est effectuée pour la chaîne de pendule du plot EF (EF 939-885) et celle du plot DE (DE 925-874) (voir figure

Paramètre	Béton	Fondation
Conductivité thermique λ_{ther} [W/m/°C]	2,25	1,5
Chaleur spécifique massique c [J/kg/°C]	880	800
Diffusivité thermique a [m²/j]	0,09	0,06
Absorptivité α_r [-]	0,65	0,75
Coefficient d'échange global h_{glob} [W/m²/°C]	40 (ou $10 < h_{glob} < 60$ si présence de vent)	40 (ou $10 < h_{glob} < 60$ si présence de vent)
Coefficient de poisson ν [-]	0,2	0,25
Masse volumique ρ_v [kg/m³]	2450	2700
Module de Young E [GPa]	30	10
Coefficient de dilatation thermique α [°C⁻¹]	$10 \cdot 10^{-6}$	$8 \cdot 10^{-6}$

TABLE 3.3 – Valeurs des paramètres thermiques et mécaniques utilisés pour la modélisation thermo-mécanique du barrage de Puylaurent.

3.19). Les déplacements déterminés par la simulation éléments finis sont très proches de ceux issus des données réelles, confirmant ainsi la bonne calibration du modèle.

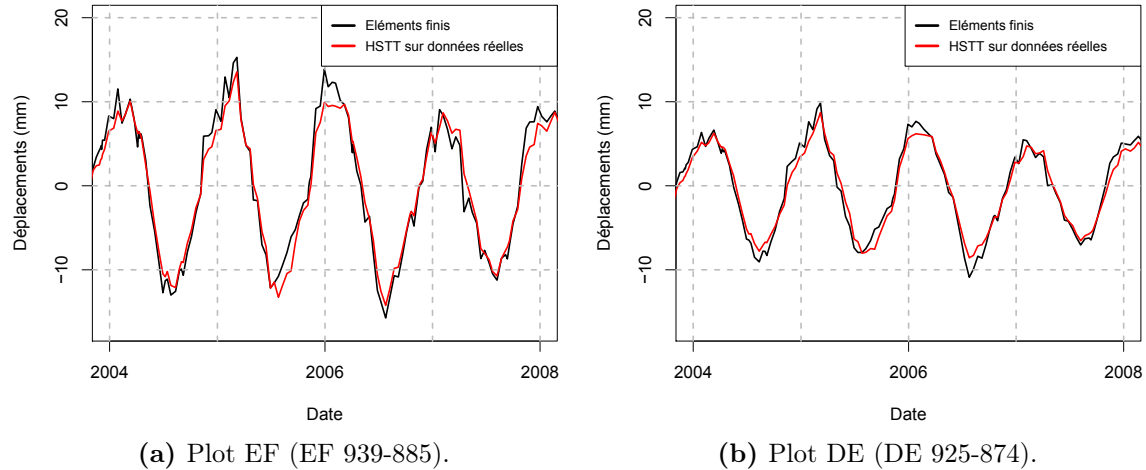


FIGURE 3.28 – Comparaison des déplacements thermiques calculés par éléments finis à ceux estimés par une analyse HSTT sur les données réelles d'auscultation.

3.5 Classification des phénomènes thermiques

L'objectif de cette partie est d'identifier les phénomènes thermiques externes qui sont mal représentés par les modèles statistiques actuels (en dehors des modèles basés sur les températures du béton), c'est-à-dire les modèles HST et HSTT (voir section 1.4.1). Autrement dit, on cherche à déterminer les causes thermiques de la dispersion résiduelle de ces modèles. Il est évident que cette dispersion provient d'une part de l'erreur sur la mesure et de l'imprécision du modèle, mais également de la mauvaise prise en compte de phénomènes physiques importants. Afin d'atteindre

cet objectif, la méthode mise en place consiste à utiliser le modèle aux éléments finis comme un cas heuristique, sur lequel les modèles statistiques vont pouvoir être confrontés. Le découplage des différentes influences s'obtient en réalisant plusieurs simulations de plus en plus « riches », c'est-à-dire que pour chaque simulation, un phénomène thermique est ajouté au modèle éléments finis. En réalisant une analyse statistique sur les déplacements heuristiques obtenus pour chacune des simulations, l'évolution de la dispersion résiduelle des modèles statistiques peut-être observée à mesure que les phénomènes thermiques sont rajoutés. L'écart type des résidus ramené à l'amplitude du déplacement de la modélisation complète (simulation 6 en 2D et simulation 5 en 3D) est utilisé comme mesure de cette dispersion :

$$\text{Dispersion } [\%] = \frac{\text{écart type des résidus}}{\text{amplitude du déplacement}} \cdot 100 \quad (3.5)$$

Si une évolution importante de cette dispersion est observée entre deux simulations, cela signifie que le phénomène thermique qui a été ajouté n'est pas suffisamment bien expliqué par le modèle statistique et est alors une source importante de dispersion pour celui-ci.

Pour la modélisation 2D, l'analyse statistique est réalisée sur le pendule 1647-1614 (voir figure 3.8) et pour la modélisation 3D sur le pendule EF_939-885 (voir figure 3.19).

Le tableau 3.4 décrit l'ensemble des simulations réalisées.

Simulation	Description
1	– Température de l'air uniquement
2	– Température de l'air – Température de l'eau
3	– Température de l'air – Température de l'eau – Variation de la cote de retenue
4	– Température de l'air – Température de l'eau – Variation de la cote de retenue – Rayonnement solaire
5	– Température de l'air – Température de l'eau – Variation de la cote de retenue – Rayonnement solaire – Vent variable
6	– Température de l'air – Température de l'eau – Variation de la cote de retenue – Rayonnement solaire – Percolation de l'eau dans le corps du barrage

TABLE 3.4 – Description des simulations réalisées.

Pour chaque simulation, les échanges aux frontières sont de types convectifs, les échanges convectifs et radiatifs avec l'environnement alentour sont donc pris en compte dans l'ensemble des simulations. Dans la simulation 1, la température de l'air est ressentie sur l'ensemble des limites exposées (retenue vide et absence de rayonnement solaire et de vent). Dans la simulation 2 la

température d'eau est appliquée sur le parement amont et la fondation amont pour la partie située sous le niveau de la retenue, laquelle est constante dans le temps. Dans la simulation 3, le niveau de la retenue devient variable et suit alors l'évolution mesurée sur l'ouvrage réel pendant la période de la simulation. Dans la simulation 4, le flux de rayonnement solaire est ajouté sur les frontières exposées. Dans la simulation 5, le coefficient d'échange global (convectif/radiatif) à l'interface béton-air devient variable au cours du temps de manière à simuler l'effet du vent. Enfin la simulation 6 qui concerne uniquement la modélisation 2D, prend en compte la percolation de l'eau dans une zone amont du barrage (voir 3.3.7).

3.5.1 Phénomènes thermiques sources de dispersion pour les modèles HST et HSTT

Les niveaux de dispersion des modèles HST et HSTT pour chacune des simulations réalisées, à la fois pour les modélisations 2D (Izourt) et 3D (Puylaurent) sont données par les figures 3.29 et 3.30.

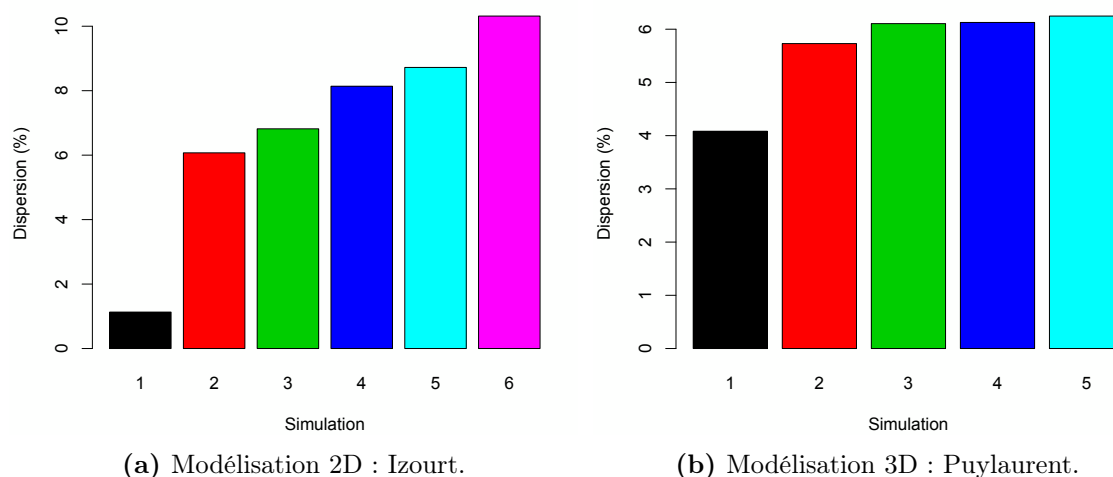


FIGURE 3.29 – Évolution de la dispersion du modèle HST (écart type des résidus ramené à l'amplitude du déplacement de la simulation complète).

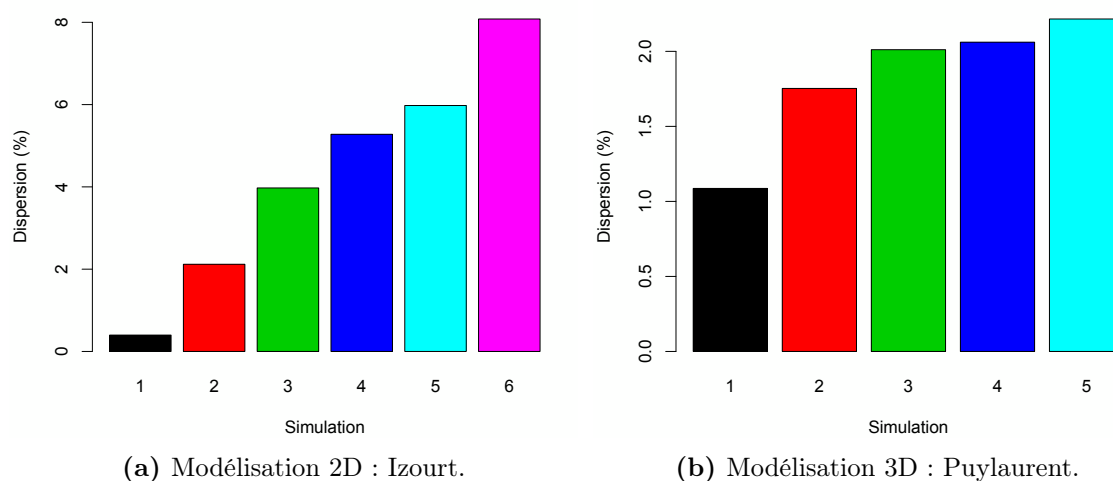


FIGURE 3.30 – Évolution de la dispersion du modèle HSTT (écart type des résidus ramené à l'amplitude du déplacement de la simulation complète).

On peut tout d'abord noter que la dispersion est globalement plus importante pour le modèle 2D (comparativement à l'amplitude du déplacement, laquelle est beaucoup plus importante pour la modélisation 3D (barrage-voûte)). De plus, dans le cas du modèle HSTT, la dispersion résiduelle est largement réduite par rapport à l'analyse HST, et particulièrement sur le barrage-voûte de Puylaurent. En effet ce dernier étant plus sensible aux variations rapides de la température de l'air, la prise en compte de ces dernières avec le modèle HSTT permet de réduire significativement la dispersion.

Pour la modélisation 2D, la température de l'air n'est pas une source importante de dispersion pour les modèles (simulation 1), l'ouvrage étant relativement épais, les variations rapides de cette sollicitation thermique sont filtrées et n'ont donc pas beaucoup d'effet sur les déplacements. L'approximation d'un déplacement saisonnier est alors assez bonne dans le cas d'HST. Pour la modélisation 3D, le barrage étant beaucoup plus mince, il est alors beaucoup plus sensible aux variations de cette température de l'air, qui devient alors une cause importante de dispersion, à la fois pour le modèle HST, car l'approximation saisonnière n'est plus suffisante et pour le modèle HSTT qui fait une approximation importante sur le calcul thermique 1D de la température moyenne en ne considérant que le premier terme de la réponse impulsionnelle (voir section 2.4). Nous verrons par la suite (section 4.4.1) que l'influence de la température de l'air sur la dispersion du modèle HSTT peut être significativement réduite en considérant quelques termes supplémentaires dans cette réponse impulsionnelle. Par ailleurs, le modèle HSTT fait une hypothèse importante qui est que la température moyenne dans l'épaisseur de l'ouvrage est indépendante de la hauteur (voir section 4.3).

Quelle que soit la modélisation (barrage-poids 2D ou barrage-voûte 3D), la température de l'eau a une grande influence sur la dispersion des modèles (simulation 2). En effet, son influence ne peut plus être approchée par une fonction saisonnière de période 6 mois, notamment, pour le cas du barrage d'Izourt, où la présence de glace une bonne partie de l'année dans cette retenue d'altitude provoque une évolution particulière de cette température. Pour la modélisation 2D, celle-ci a un peu moins d'importance sur la dispersion du modèle HSTT comparativement à celle du modèle HST, mais l'effet thermique induit par les variations de la retenue a plus d'importance (simulation 3). Cela peut s'expliquer par le fait que le modèle HSTT prend en compte l'effet de la température de l'air, mais que cet effet n'est pas modulé par les variations de la retenue, qui deviennent alors une source de dispersion importante. Ces variations du niveau de la retenue ont une influence non négligeable, car ils modifient sensiblement la répartition des conditions aux limites du parement amont de l'ouvrage.

Concernant le rayonnement solaire (simulation 4), son influence est moindre comparativement à celle de la température de l'eau, mais elle reste une source de dispersion non négligeable pour le modèle 2D d'Izourt. Pour la modélisation 3D du barrage de Puylaurent, l'influence du rayonnement solaire apparaît quasiment négligeable. Cela provient du coefficient d'échange important qui a été choisi lors du calage du modèle et qui revient à affaiblir considérablement la quantité de rayonnement solaire perçue par l'ouvrage. En présence de vent important, le rayonnement solaire a beaucoup moins d'effet sur l'échauffement du barrage que lorsque le vent est faible. C'est pourquoi lorsque le vent est variable au cours du temps (simulation 5), il joue un rôle de modulation de la quantité de rayonnement solaire que perçoit l'ouvrage et provoque alors un léger surplus de dispersion dans les deux modélisations. Pour les deux ouvrages modélisés, la part de dispersion générée par le rayonnement solaire et le vent est comparable entre les modèles HST et HSTT.

Pour la modélisation 2D, l'effet de la percolation de l'eau dans l'ouvrage a également été étudié.

Il vient modifier sensiblement le comportement thermique de celui-ci. La présence du terme de période 6 mois de la fonction saisonnière du modèle HST permet de limiter l'augmentation de la dispersion due à cette influence. Néanmoins, on observe que cet effet joue quand même un rôle très important sur la dispersion des modèles HST et HSTT (simulation 6).

Enfin, pour la modélisation 2D, l'influence du profil de la température de l'eau a été testée au niveau de la simulation 2. Deux simulations ont alors été réalisées, une avec les profils « réels » de la température de l'eau (profils reconstitués avec le modèle d'interpolation exponentielle) et l'autre avec une température d'eau homogène égale à la température moyenne de l'eau. La dispersion du modèle HST pour les deux simulations est donnée par la figure 3.31a. On constate que le rôle de la stratification thermique n'a alors que très peu d'importance sur la dispersion d'HST, qui n'est finalement sensible qu'à l'évolution moyenne de la température de l'eau.

De la même manière, pour la modélisation 2D, l'importance de l'orientation du barrage vis-à-vis du rayonnement solaire a été étudiée au niveau de la simulation 4. Trois simulations ont été réalisées avec 3 orientations différentes. La dispersion du modèle HST pour les trois simulations est donnée par la figure 3.31b. L'orientation du barrage joue donc un rôle important sur la dispersion du modèle HST, la quantité de rayonnement solaire perçu par les parements du barrage étant très sensible à l'orientation de celui-ci. En effet, lorsque le parement amont est orienté au nord, ce dernier perçoit peu de rayonnement quelle que soit la période de l'année, tandis que le parement aval perçoit un rayonnement important tout au long de l'année, générant ainsi un gradient thermique important et non parfaitement saisonnier. Il est donc source de dispersion pour le modèle HST.

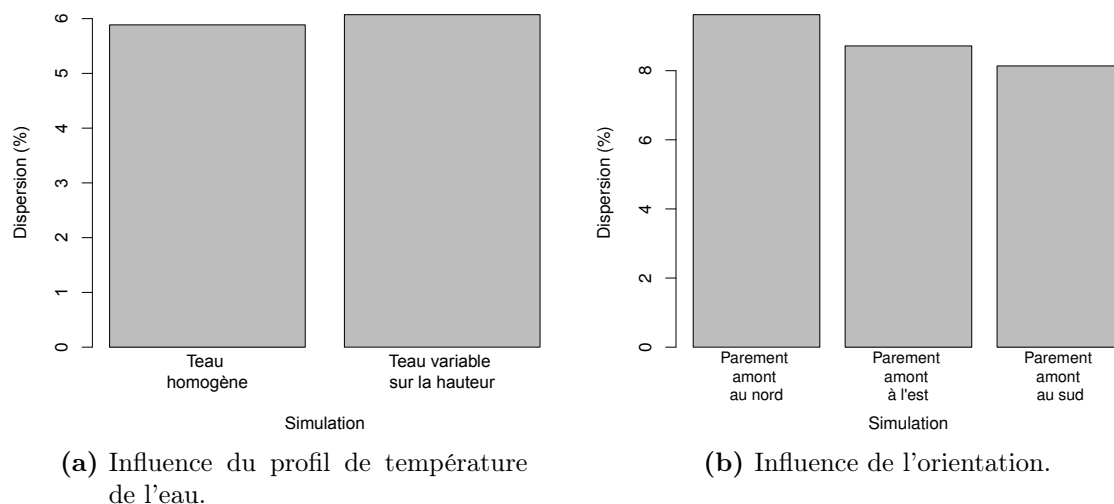


FIGURE 3.31 – Influence du profil de température de l'eau et de l'orientation du barrage sur la dispersion du modèle HST (cas heuristique 2D).

3.5.2 Importance des phénomènes sur les déplacements

La capacité des modèles HST et HSTT à représenter les phénomènes thermiques externes ne donne pas pour autant d'indications sur l'importance de ces phénomènes vis-à-vis des déplacements de l'ouvrage. La figure 3.32 montre les déplacements produits par les modélisations aux éléments finis 2D et 3D pour l'ensemble des simulations.

Pour le barrage d'Izourt, l'amplitude du déplacement est relativement faible pour la première

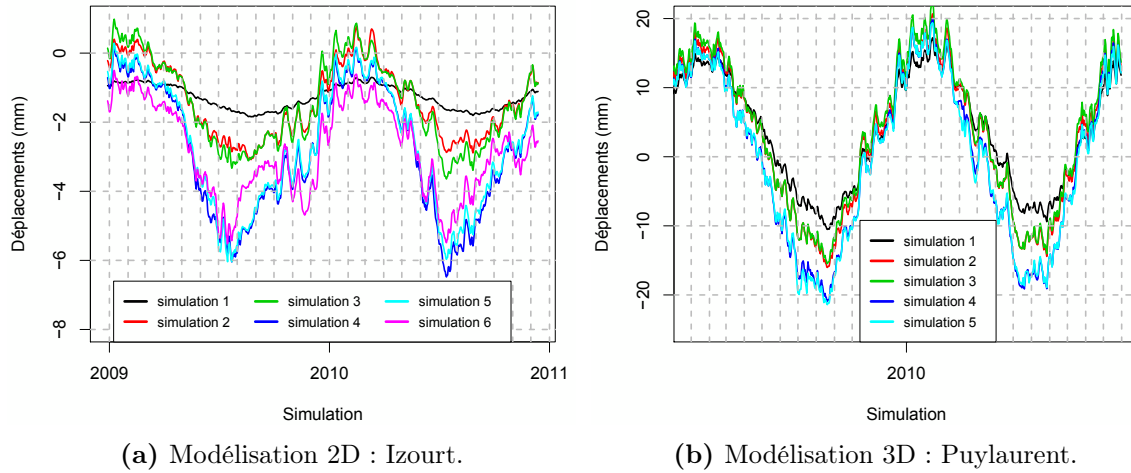


FIGURE 3.32 – Influence des phénomènes thermiques externes sur les déplacements.

simulation. En effet, pour un barrage-poids, les déplacements thermiques sont principalement provoqués par le gradient thermique dans l'épaisseur de l'ouvrage. Pour la première simulation, puisque seule la température de l'air est appliquée à l'amont et à l'aval, le gradient thermique est quasiment inexistant dans l'ouvrage et le déplacement est essentiellement celui provoqué par la température moyenne donc de faible amplitude. Pour le barrage-voûte de Puylaurent, l'amplitude des déplacements est déjà beaucoup plus importante pour la première simulation. En effet, du fait de sa forme arquée, l'évolution de la température moyenne joue un rôle beaucoup plus important que pour un barrage-poids rectiligne (voir section 4.2.2).

Il est également intéressant de remarquer sur cette première simulation, que le déplacement thermique du barrage-poids est très « lissé », il est peu influencé par les variations rapides de la température de l'air, mais réagit presque uniquement à la variation saisonnière annuelle de celle-ci. Pour le barrage-voûte, l'ouvrage est beaucoup plus sensible à ces variations rapides du fait de son épaisseur moins importante.

Lorsque l'on ajoute la température de l'eau (simulation 2), l'amplitude du déplacement augmente largement pour le barrage d'Izourt. Le gradient thermique qui prend naissance dans l'ouvrage est alors le principal moteur du déplacement thermique. Par ailleurs, on peut noter que les variations rapides de la température de l'air (et de l'eau), ont beaucoup plus d'influence sur les déplacements du barrage. En effet, le gradient thermique est beaucoup plus sensible que la température moyenne aux variations thermiques qui se produisent à de faibles épaisseurs de béton (c'est-à-dire proche des parements). Dans le cas du barrage-voûte, l'amplitude augmente légèrement, mais les déplacements du barrage-voûte étant essentiellement influencé par la température moyenne, l'ajout de la température de l'eau et donc l'apparition du gradient thermique ne modifie pas sensiblement l'amplitude des déplacements. Néanmoins, de la même manière que pour le barrage-poids, les variations rapides des sollicitations sont un peu plus importantes que pour la simulation 1, du fait de la sensibilité du gradient thermique à ces fréquences de sollicitation.

Les variations de la retenue (simulation 3) provoquent de légères différences sur le signal de déplacement en comparaison à la simulation 2. Ces différences s'observent principalement sur le barrage-poids où les variations de la retenue modulent l'importance du gradient thermique au cours du temps.

Pour la simulation 4, le rayonnement solaire joue un rôle non négligeable sur l'amplitude des déplacements thermiques, que ce soit pour le barrage-poids ou le barrage-voûte. En effet, le rayonnement solaire joue à la fois un rôle important sur l'évolution temporelle du gradient thermique et de la température moyenne. En présence de vent variable (simulation 5), l'influence du rayonnement solaire est modulée au cours du temps, ce qui modifie légèrement les signaux de déplacements, mais sans modifier profondément l'amplitude de ceux-ci.

Enfin, la prise en compte de la percolation de l'eau dans le barrage pour la modélisation 2D (simulation 6) modifie profondément le gradient thermique dans le barrage et par conséquent les déplacements. C'est ainsi qu'on arrive à expliquer le comportement particulier de l'ouvrage avec une forte composante de période six mois sur les déplacements (voir section 3.3.7). En terme d'amplitude, cette influence a tendance à réduire l'amplitude totale du déplacement thermique.

La figure 3.33a montre l'influence des profils de température d'eau comparativement à une température d'eau homogène (pour la modélisation 2D et la simulation 2). On s'aperçoit alors que la stratification thermique de la température de l'eau joue un rôle non négligeable sur les déplacements, et que celle-ci doit être connue pour représenter au mieux les déplacements de l'ouvrage.

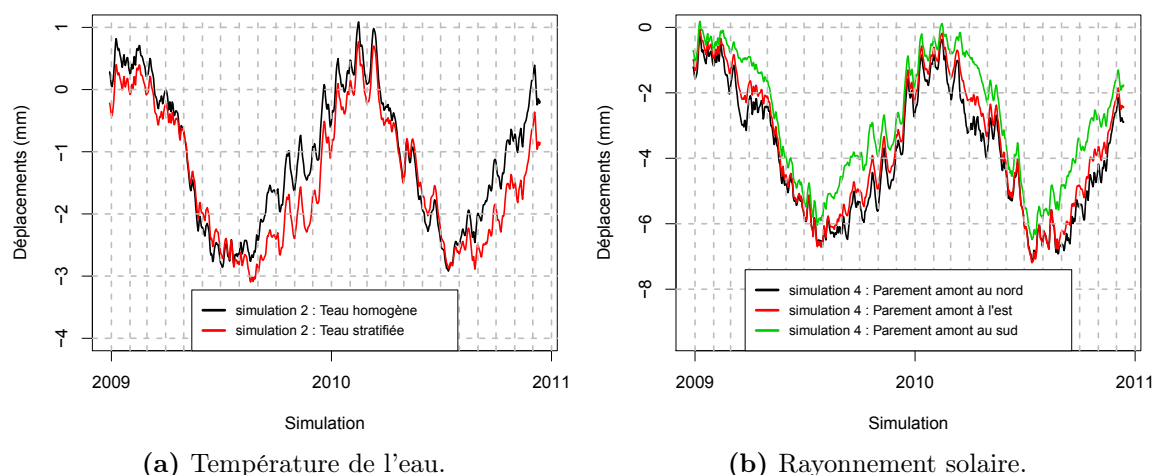


FIGURE 3.33 – Influence de la stratification thermique de l'eau et de l'orientation du barrage sur les déplacements thermiques (modélisation 2D).

Il est intéressant de remarquer également que l'orientation de l'ouvrage joue un rôle important sur les déplacements thermiques (figure 3.33b). Dans le cas où l'ouvrage est orienté avec le parement amont au sud (situation réelle), les déplacements sont sensiblement différents. On remarque d'ailleurs que dans cette situation, on commence à retrouver une évolution des déplacements qui permet l'apparition de la « double bosse ». Cette « double bosse » pourrait en fait être la combinaison de plusieurs facteurs : orientation du parement amont au sud, percolation de l'eau à l'amont du barrage, évolution thermique d'un lac d'altitude, etc..

3.6 Conclusion

Deux modèles aux éléments finis ont été développés afin d'étudier l'importance des influences thermiques externes sur les déplacements d'un barrage-poids (modélisation 2D) et d'un barrage-voûte (modélisation 3D). Les deux ouvrages, de par leurs dimensions, sont plus ou moins représentatifs du parc Français de barrage en béton. Pour la modélisation 2D, le modèle n'a pas pu être parfaitement calibré étant donné le manque de données environnementales fiables et le comportement particulier du barrage : présence d'une évolution saisonnière de période 6 mois observée dans l'analyse des déplacements mesurés de l'ouvrage (« double bosse »). Néanmoins, une hypothèse a été avancée pour expliquer le comportement thermique particulier de cet ouvrage, laquelle a été vérifiée à l'aide de la modélisation. Pour la modélisation 3D, à l'aide de mesure de température de l'eau et de mesure de température dans le béton, le modèle a été correctement calibré. Les résultats montrent alors une très bonne concordance entre les températures prédites par le modèle et celle mesurée dans l'ouvrage ainsi qu'entre les déplacements modélisés et mesurés.

Concernant l'analyse des phénomènes thermiques, il ressort que trois phénomènes majeurs sont à l'origine des déplacements thermiques des barrages en béton : la température de l'air, la température de l'eau et le rayonnement solaire. Pour le barrage-poids modélisé, la température de l'air seule joue cependant un rôle modéré, les déplacements étant principalement induits par le gradient thermique dans l'épaisseur de l'ouvrage, lequel provient en grande partie des différences entre la température de l'air et celle de l'eau. Les variations de la retenue et les variations de la vitesse du vent jouent quant à eux un rôle de modulation des autres influences. Ainsi, lorsque la retenue est basse, l'importance de la température de l'eau devient moindre et lorsque le vent est fort, c'est l'importance du rayonnement solaire qui est réduite. Concernant la capacité des modèles statistiques HST et HSTT à « capturer » les influences thermiques externes, on s'aperçoit que la température de l'air est une source de dispersion non négligeable dans le cas du barrage-voûte. On verra dans les chapitres suivants que l'on peut facilement réduire cette dispersion induite par la température de l'air par la prise en compte de termes supplémentaires dans la réponse impulsionnelle du modèle HSTT. Après la température de l'air (pour le barrage-voûte), la température de l'eau associée aux variations de la retenue se révèle être principale cause de dispersion. Le rayonnement solaire associé aux variations de la vitesse du vent vient ensuite, mais cet effet semble assez différent entre les deux modélisations réalisées et varie de manière importante avec l'orientation de l'ouvrage. Enfin, la percolation de l'eau dans le barrage, lorsqu'elle existe, est également une importante source de dispersion pour les modèles. En effet, si le débit est important, celle-ci modifie fortement le champ thermique interne de l'ouvrage.

À partir des conclusions de ce chapitre, le choix a été fait de s'attaquer dans un premier temps, à l'effet de la température de l'eau et du couplage avec les variations de la retenue. L'objectif du chapitre suivant sera donc principalement d'intégrer de manière implicite la température de l'eau et les variations de la retenue dans l'analyse statistique de manière à diminuer la dispersion induite par ces phénomènes.

Chapitre 4

Amélioration de la modélisation statistique

Sommaire

4.1	Introduction	118
4.2	Validation du calcul du déplacement thermique par l'approche du théorème de réciprocité thermo-élastique	118
4.2.1	Les hypothèses de l'approche	118
4.2.1.1	Linéarité des contraintes	119
4.2.1.2	Homogénéité des températures sur élévation	121
4.2.1.3	Présence de la fondation	121
4.2.2	Fonctions d'influence thermiques	122
4.2.3	Validation du calcul du déplacement thermique	126
4.3	Limites du modèle HSTT	130
4.3.1	Rappel du modèle	130
4.3.2	Lien avec le théorème de réciprocité thermo-élastique	131
4.3.3	Discussion sur les hypothèses/limites du modèle	132
4.4	Amélioration de la prise en compte de la température de l'air : ajout de termes supplémentaires dans la réponse impulsionnelle	134
4.4.1	Influence du nombre de termes	134
4.4.2	Influence de la mesure de température	135
4.5	Prise en compte de la température moyenne de l'eau et des variations de la retenue	136
4.5.1	Présentation du modèle HST-Grad	137
4.5.2	Validation sur les cas heuristiques	138
4.5.2.1	Performance pour capter l'influence de la température de l'eau	138
4.5.2.2	Performance pour séparer les influences de la température moyenne et du gradient thermique	139
4.6	Prise en compte de la non-uniformité des températures sur la hauteur de l'ouvrage	141
4.6.1	Découpage de l'ouvrage en tranches (discrétisation sur la hauteur)	141
4.6.2	Problème de compensation	142
4.6.3	Le modèle multi-tranche avec Analyse par Composante Principale (ACP)	144
4.6.4	Le modèle multi-tranche avec formes imposées des fonctions d'influence	148
4.6.4.1	Application au cas heuristique 2D	150
4.6.4.2	Application au cas heuristique 3D	160
4.7	Conclusion	167

4.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est d'améliorer la prise en compte de l'effet thermique dans les modèles statistiques d'analyse des déplacements. Actuellement, parmi les modèles de régression linéaire multiple basés sur les influences thermiques externes, le modèle HSTT semble être le plus abouti (voir section 1.4.1.3). Dans un premier temps, le cadre théorique basé sur le théorème de réciprocité thermo-élastique qui a été développé au chapitre 2 (section 2.2.4) sera validé en s'appuyant sur les modélisations aux éléments finis développées au chapitre 3. Dans un second temps, en s'appuyant sur ce cadre théorique, une brève analyse des limites et hypothèses du modèle HSTT sera menée afin d'identifier ses possibilités d'amélioration. Enfin, en se basant sur les conclusions de cette analyse ainsi que sur les sources thermiques de dispersion étudiées dans le chapitre 3, plusieurs améliorations de la modélisation statistique seront étudiées, dont notamment une meilleure prise en compte l'influence de la température de l'air et une prise en compte explicite de la température de l'eau, incluant sa variation sur la hauteur et le couplage avec le niveau de la retenue. Les deux environnements virtuels (modèles aux éléments finis) développés au chapitre 3, bien qu'étant une simplification de la réalité, vont alors servir de cas heuristiques pour analyser la performance des nouveaux modèles statistiques, pour valider les hypothèses dont ils font l'objet et pour quantifier leur capacité à tenir compte des différentes influences thermiques.

4.2 Validation du calcul du déplacement thermique par l'approche du théorème de réciprocité thermo-élastique

4.2.1 Les hypothèses de l'approche

Le théorème de réciprocité thermo-élastique a été présenté au chapitre 2 (section 2.2.4). Il va servir de base théorique pour la construction des nouveaux modèles statistiques. Il convient alors de valider les hypothèses nécessaires à son application pour l'étude du comportement thermique des barrages en béton. On a vu que le déplacement thermique entre deux points du barrage peut s'écrire sous la forme donnée par l'équation (2.17) et rappelée ici :

$$\delta_{th} = \int_H T_M \cdot M(h) dh + \int_H T_G \cdot G(h) \cdot dh \quad (4.1)$$

Cette formulation du déplacement thermique s'obtient en faisant les hypothèses suivantes :

- Élasticité linéaire isotrope en petite déformation.
- Les contraintes varient linéairement dans l'épaisseur pour une force unitaire appliquée à l'endroit et dans la direction où l'on recherche le déplacement.
- Température moyenne T_M et gradient de température T_G constants sur élévation.
- La température de la fondation n'agit pas sur les déplacements de l'ouvrage.

Le cadre théorique est celui de l'élasticité linéaire isotrope en petite déformation. Malgré les effets non linéaires dont peut faire l'objet un barrage en béton, ce cadre est nécessaire à l'obtention d'une formulation « simple » du déplacement thermique pour l'intégration dans un modèle de régression linéaire multiple. Intéressons-nous maintenant aux trois autres hypothèses.

4.2.1.1 Linéarité des contraintes

En premier lieu, on peut s'intéresser à la répartition des contraintes dans l'épaisseur de l'ouvrage. En effet, la première hypothèse qui est faite est que la trace du tenseur des contraintes $tr(\bar{\sigma})$ varie linéairement dans l'épaisseur de l'ouvrage pour une force unitaire (1 N) appliquée à l'endroit où l'on cherche le déplacement thermique. Cette hypothèse est supposée vérifiée dans le cas d'un ouvrage suffisamment fin (théorie des coques) [Weber *et al.*, 2010] et si l'on se place suffisamment loin des points d'application des forces et des conditions d'encastrement.

Dans le cas d'un barrage-poids, la modélisation s'éloigne de la théorie des coques. Afin de vérifier cette hypothèse, une force unitaire a été appliquée en crête du barrage sur la modélisation 2D du barrage-poids. La figure 4.1 montre l'évolution de la trace du tenseur des contraintes dans l'épaisseur à différentes élévations.

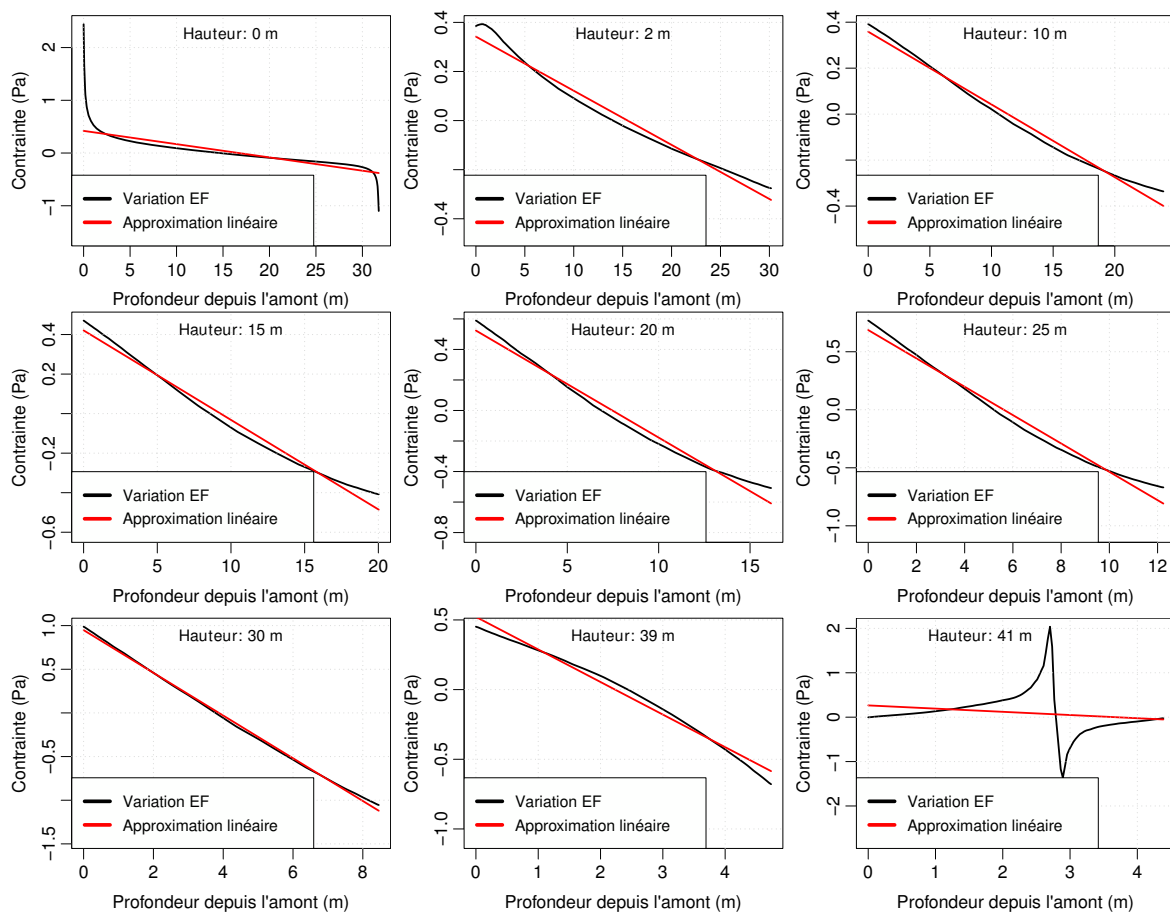


FIGURE 4.1 – Évolution de la trace du tenseur des contraintes $tr(\bar{\sigma})$ dans l'épaisseur de l'ouvrage au niveau de différentes élévations pour une force unitaire (1 N) appliquée en crête. Modélisation 2D du barrage d'Izourt.

L'hypothèse de linéarité paraît qualitativement acceptable pour la majorité des sections regardées. À la base (interface barrage/fondation) une concentration des contraintes à l'amont et à l'aval de la section est cependant observée, mais sur l'ensemble de la section, l'approximation linéaire semble très correcte et sur la section située à 2 m de la base, l'effet semble déjà bien estompé. Par ailleurs en crête, sur la section où la force est appliquée, on observe également une répartition particulière de la contrainte qui n'est pas bien approchée par une droite. Néanmoins, de la même manière que pour la base, sur la section située 2 m sous la crête, la répartition de la

contrainte redevient quasi linéaire. De manière plus quantitative, l'erreur moyenne relative (en % de l'amplitude de la contrainte linéarisée) est inférieure à 5% pour l'ensemble des sections hormis les deux sections de crête (91% et 10%) et la section basale (7%). Il convient cependant de garder à l'esprit que la cible est le déplacement en crête. Ainsi, même si l'hypothèse de linéarité de la contrainte est bien vérifiée sur la majorité des sections, si l'approximation linéaire de la contrainte dans la section basale entraîne une erreur sur la rotation de la section, alors l'erreur en terme de déplacement peut-être bien plus grande. L'erreur induite en terme de déplacement sera étudiée dans la section 4.2.3.

Afin de vérifier la linéarité des contraintes sur plusieurs sections réparties entre la rive droite et la rive gauche pour une élévation donnée, la même analyse a été réalisée sur la modélisation 3D du barrage-voûte de Puylaurent. Deux forces unitaires vers l'aval et vers l'amont ont été appliquées au niveau de l'ancrage et de la table de lecture du pendule EF 939-885 respectivement (voir figure 3.19). La figure 4.2 montre l'évolution de la trace du tenseur des contraintes dans l'épaisseur au niveau de plusieurs sections 1D réparties de la rive droite à la rive gauche sur l'élévation 915 m NGF (voir figure 3.19). La position sur l'arc donnée sur la figure est la coordonnée curviligne le long de l'arc (calculée à partir de l'arc de crête).

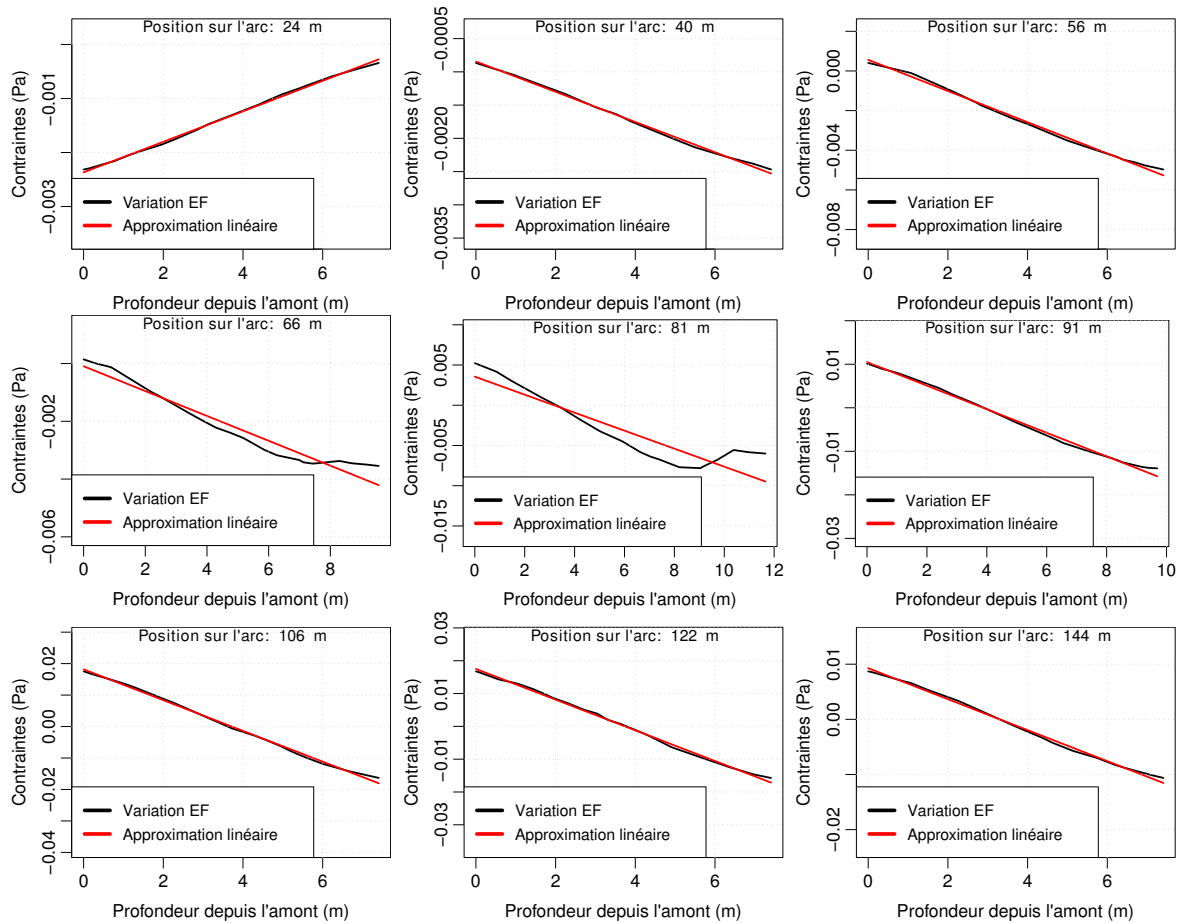


FIGURE 4.2 – Évolution de la trace du tenseur des contraintes $tr(\bar{\sigma})$ dans l'épaisseur de l'ouvrage au niveau de différentes sections de la rive droite à la rive gauche pour une force unitaire (1 N) appliquée en crête. Modélisation 3D du barrage de Puylaurent. Élévation 915 m NGF.

Il est intéressant de noter que l'hypothèse de linéarité est qualitativement bien vérifiée pour

la majorité des sections regardées. Néanmoins, l'évolution des contraintes est fortement non linéaire sur certaines sections situées au centre de l'ouvrage au niveau de l'évacuateur de crue (coordonnées curvilignes égales à 66 m, 81 m et 91 m). En effet ce dernier apporte une singularité géométrique qui provoque une singularité de la distribution des contraintes.

4.2.1.2 Homogénéité des températures sur élévation

La deuxième hypothèse est que la température moyenne et le gradient de température sont homogènes sur une élévation donnée. Cette hypothèse paraît valable suffisamment loin des rives, l'épaisseur de l'ouvrage et les conditions aux limites étant relativement peu variables dans la direction rive droite-rive gauche. La principale source de variation de la température moyenne et du gradient thermique sur une élévation provient alors des transferts de chaleur 3D au niveau des rives et du rayonnement solaire (effets d'ombre, exposition variable avec la forme arquée d'un barrage-voûte). Cette hypothèse peut alors prendre de l'importance pour l'étude de barrages situés dans des vallées étroites (rapport L_c/H faible). Afin d'étudier l'importance de cette hypothèse, la température moyenne et le gradient de température ont été extraits sur une année du modèle aux éléments finis 3D (simulation 5, voir tableau 3.4) sur plusieurs sections 1D réparties de la rive droite à la rive gauche de l'ouvrage pour l'élévation 915 m. La figure 4.3 montre les températures extraites (moyenne et gradient) sur les différentes sections. Malgré certains écarts, l'hypothèse d'uniformité de la température moyenne sur une élévation reste acceptable pour cette modélisation, d'autant plus que les signaux de chaque section sont fortement corrélés entre eux. À noter tout de même que la modélisation 3D ne prend pas en compte les effets d'ombre et de variations du rayonnement solaire selon la courbure de l'ouvrage.

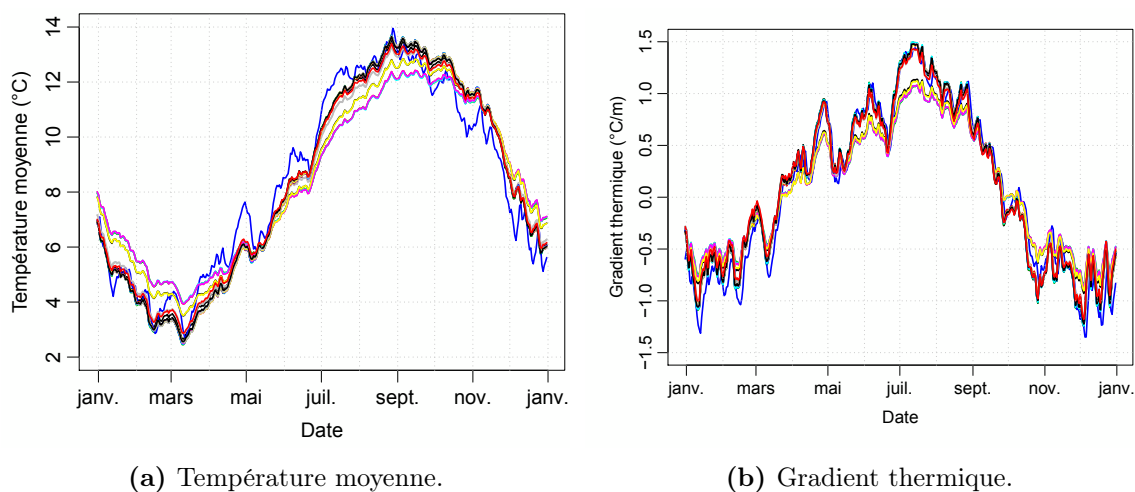


FIGURE 4.3 – Température moyenne et gradient thermique extraits sur plusieurs sections 1D du modèle aux éléments finis 3D pour l'élévation 915 m NGF.

4.2.1.3 Présence de la fondation

Lors de l'application du théorème de réciprocité aux barrages en béton, on considère généralement que le domaine d'étude est le barrage seul et que les déplacements sont nuls au contact entre le barrage et la fondation. Dans nos modèles aux éléments finis, la fondation fait partie intégrante du modèle, et les contraintes ne sont pas nécessairement nulles dans la fondation pour l'application d'une force unitaire en tête de l'ouvrage. Cela signifie que la température dans la fondation participe également aux déplacements thermiques du barrage, mais que celle-ci est

négligée lors de l'application du théorème de réciprocité.

La validité de cette hypothèse sera vérifiée en même temps que celle des autres hypothèses par le calcul des déplacements thermiques (section 4.2.3).

4.2.2 Fonctions d'influence thermiques

Les fonctions d'influence thermiques $M(h)$ et $G(h)$ (voir équation (4.1)) sont calculées par le biais des équations (2.18) et (2.19) qui sont rappelées ici :

$$M(h) = \alpha \cdot L(h) \cdot \int_{\Lambda} \text{tr}(\bar{\sigma})_M(h, \lambda) d\lambda \quad (4.2)$$

$$G(h) = \alpha \cdot \frac{L(h)^3}{12} \cdot \int_{\Lambda} \text{tr}(\bar{\sigma})_G(h, \lambda) d\lambda \quad (4.3)$$

Le calcul de ces deux équations s'appuie sur la modélisation aux éléments finis et se fait en plusieurs étapes :

1. *Application des forces unitaires.* Les forces unitaires sont appliquées au niveau du point d'ancrage (vers l'aval) et de la table de lecture (vers l'amont) du pendule analysé. Pour la modélisation 2D, le pendule analysé est le pendule 1647-1614 (voir figure 3.8) et pour la modélisation 3D il s'agit du pendule EF_939-885 (voir figure 3.19).
2. *Extraction de la trace du tenseur des contraintes $\text{tr}(\bar{\sigma})$.* Cette étape nécessite de discrétiser l'ouvrage sur la hauteur et dans la direction rive droite-rive gauche. Pour la modélisation 2D, la discrétisation concerne uniquement la hauteur. 41 sections 1D espacées d'un mètre sont alors considérées (l'ouvrage fait 41,4 m de hauteur). Pour la modélisation 3D, 7 élévations sont considérées sur lesquelles plusieurs sections espacées de 5 m sont réparties d'une rive à l'autre (plus ou moins de sections suivant l'élévation étant donnée la forme en « V » de l'ouvrage). Les figures 4.1 et 4.2 illustrent les champs extraits des modèles EF.
3. *Linéarisation des champs 1D.* Sur chaque section, la trace du tenseur des contraintes est linéarisée. Les deux grandeurs suivantes sont alors calculées : $\text{tr}(\bar{\sigma})_M$ et $\text{tr}(\bar{\sigma})_G$. Les figures 4.1 et 4.2 comparent les champs linéarisés aux champs extraits des modèles EF pour différentes sections 1D.
4. *Calcul de l'intégrale de rive à rive.* Ce calcul concerne uniquement le cas 3D. Il faut alors intégrer sur chaque élévation considérée la moyenne et le gradient de la trace du tenseur des contraintes $\text{tr}(\bar{\sigma})$. La figure 4.4 montre l'évolution de la moyenne et de gradient de $\text{tr}(\bar{\sigma})$ de la rive droite et la rive gauche pour l'élévation 915 m NGF.
5. *Application des formules (4.2) et (4.3).* En multipliant les intégrales calculées à l'étape 4 (pour le cas 3D) où directement $\text{tr}(\bar{\sigma})_M$ et $\text{tr}(\bar{\sigma})_G$ (pour le cas 2D) par le coefficient de dilatation thermique et un coefficient fonction de l'épaisseur de la section considérée, on obtient alors les fonctions d'influence (figures 4.5 et 4.6).

Ces fonctions d'influence peuvent être interprétées comme l'influence de la température (température moyenne ou gradient thermique) sur le déplacement en fonction de l'élévation. Par exemple, pour la modélisation 3D (figure 4.6), elles doivent être lues de la manière suivante :

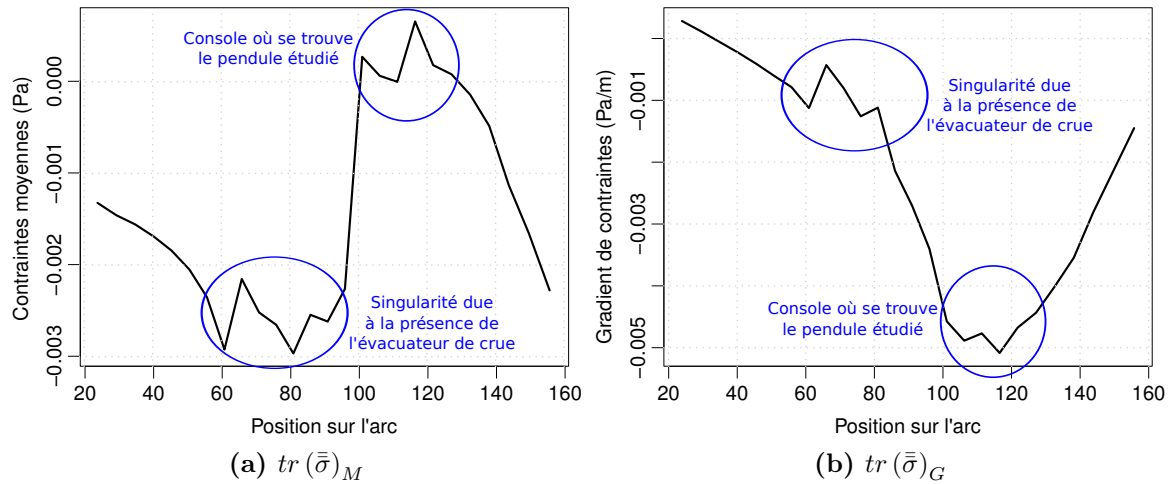


FIGURE 4.4 – Évolution de la moyenne et gradient de $tr(\bar{\sigma})$ entre la rive droite et la rive gauche pour l'élévation 915 m NGF (modèle EF 3D).

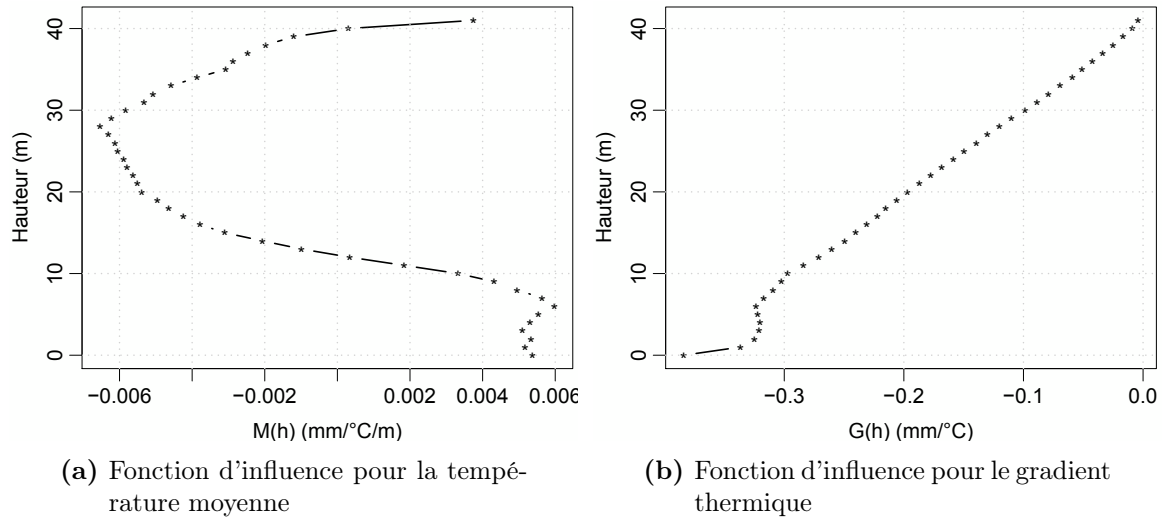


FIGURE 4.5 – Fonctions d'influence pour la température moyenne $M(h)$ et le gradient thermique $G(h)$ (modèle EF 2D, barrage-poids d'Izourt).

- Une élévation de 1°C de la température moyenne sur une tranche de 1 m de haut au niveau de l'élévation 915 m NGF produira un déplacement thermique d'environ 0.015 mm vers l'amont.
- Une élévation de 1°C/m du gradient thermique sur une tranche de 1 m de haut à la même élévation générera, quant à elle, un déplacement de 0.12 mm vers l'amont.

Pour une analyse encore plus fine, il est possible de situer à l'aide de la figure 4.4 à quel niveau le long de l'arc la contribution de la température aux déplacements est la plus forte. Par exemple, la contribution du gradient thermique de l'élévation 915 m NGF provient essentiellement de la console où se situe le pendule étudié (figure 4.4b).

Afin de valider les fonctions d'influence obtenues, celles-ci ont été calculées par une autre méthode dans le cas de la modélisation 2D. La deuxième méthode consiste à appliquer directement une température moyenne ou un gradient de température unitaire sur une tranche et de mesurer le déplacement généré. En procédant de la sorte sur plusieurs tranches décrivant l'ensemble de la hauteur du barrage (10 tranches de 4,14 m de haut ont été utilisées), les fonctions d'influence

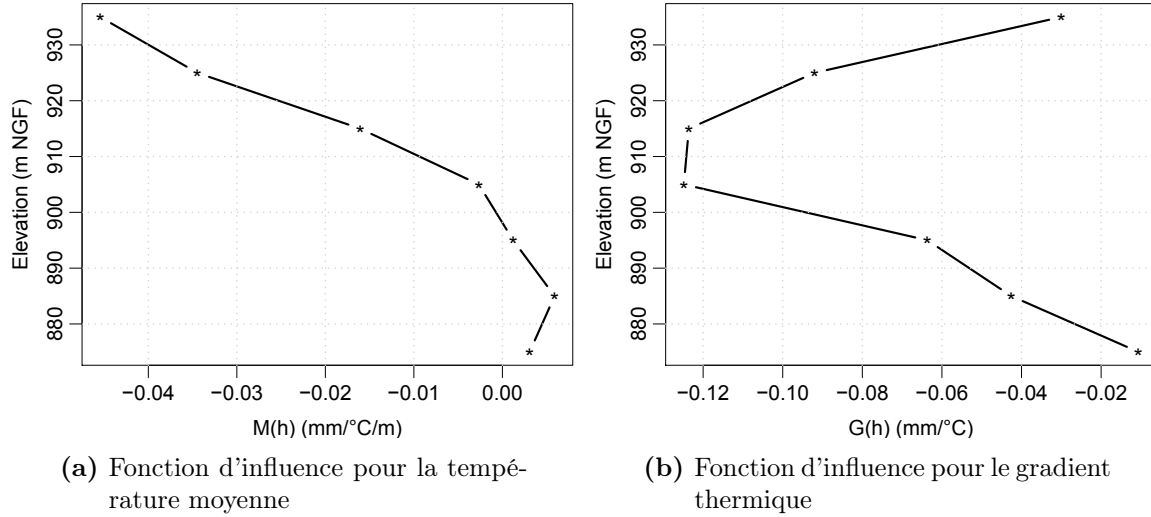


FIGURE 4.6 – Fonctions d'influence pour la température moyenne $M(h)$ et le gradient thermique $G(h)$ (modèle EF 3D, barrage-voûte de Puylaurent).

peuvent être reconstituées (figure 4.7). On constate alors que l'on retrouve bien les mêmes fonctions qu'avec la méthode précédente (figure 4.8).

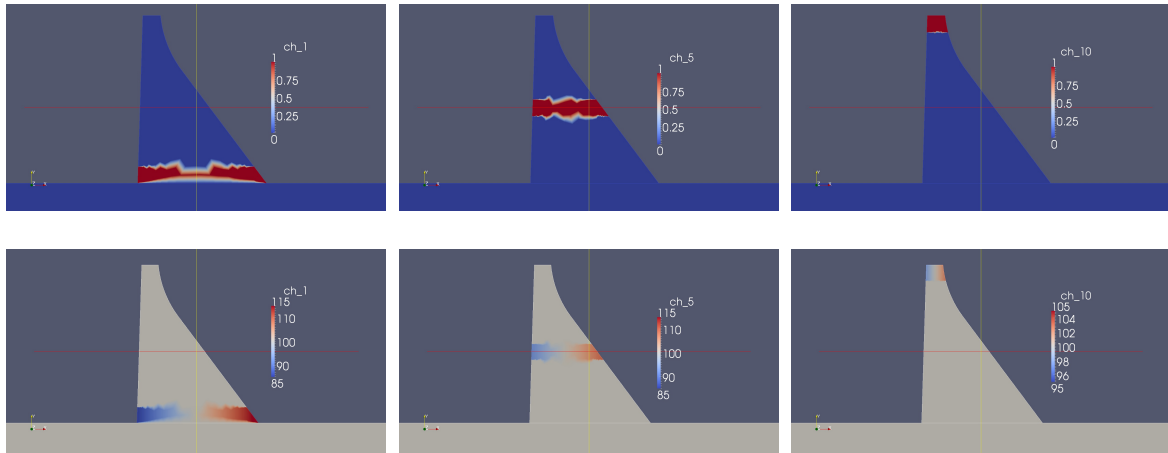


FIGURE 4.7 – Application de température moyenne et gradient thermique unitaire sur des tranches de l'ouvrage.

À partir des courbes d'influences, il est difficile de comparer l'importance relative de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements, car d'une part, les chargements sont de natures différentes (les amplitudes des signaux temporels de température moyenne et de gradient thermique ne sont pas identiques) et d'autre part, celle-ci varie avec la hauteur. Néanmoins, pour une des deux influences, la fonction d'influence nous renseigne sur la contribution relative de chacune des élévations. Ainsi, il est possible d'affirmer, à partir de la fonction d'influence du gradient thermique du barrage d'Izourt (modélisation 2D) que l'ouvrage est de plus en plus sensible au gradient thermique à mesure que l'on se rapproche de la base. En effet, le gradient thermique provoque un effet de rotation de l'élément de structure. Plus on se rapproche de la base, plus le « bras de levier » est grand et donc plus le déplacement en crête est important. Néanmoins, il convient d'avoir à l'esprit que, pour des conditions aux limites

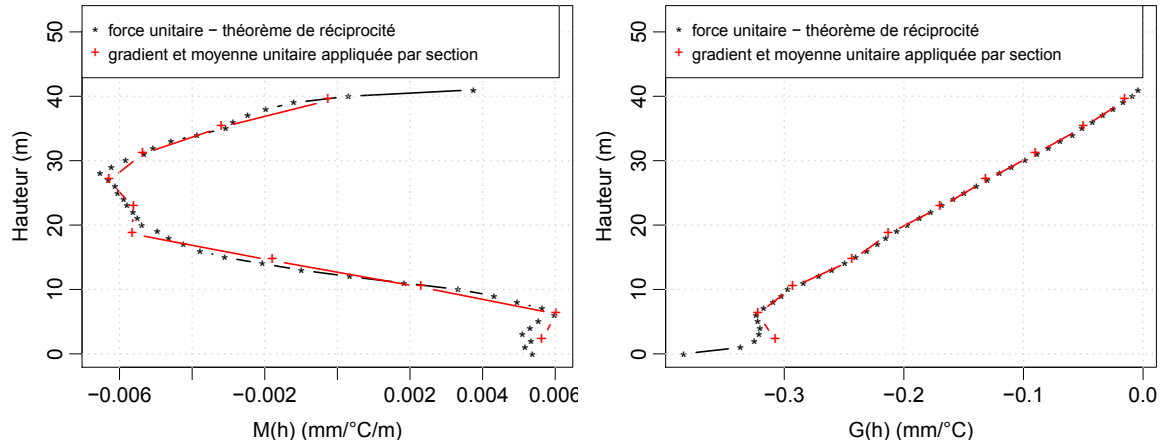


FIGURE 4.8 – Comparaison des fonctions d'influence pour la température moyenne $M(h)$ et le gradient thermique $G(h)$ calculées par deux méthodes différentes (modèle EF 2D).

identiques, l'amplitude de gradient thermique dans une section 1D diminue avec l'épaisseur de celle-ci. L'épaisseur de l'ouvrage augmentant à mesure que l'on se rapproche de la base, l'amplitude du gradient thermique diminue également.

Afin que la fonction d'influence du gradient thermique soit plus facilement interprétable, sa valeur au niveau de chaque élévation peut être divisée par l'épaisseur de la section en question. En procédant ainsi, on ne représente plus la fonction d'influence du gradient thermique, mais la fonction d'influence $G'(h)$ de l'écart fictif de température entre les parements (voir figure 4.9).

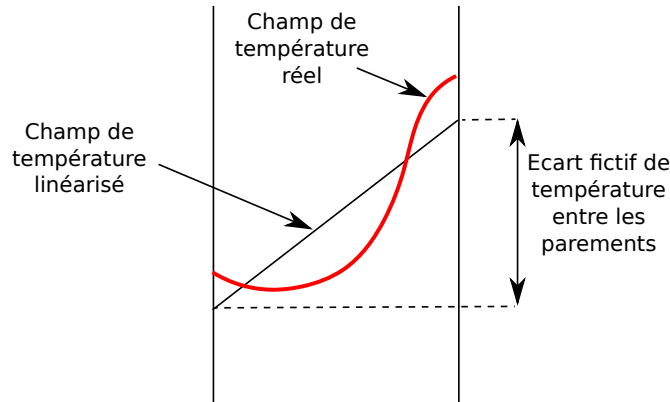


FIGURE 4.9 – Schéma de définition de l'écart fictif de température entre les parements.

Pour un même écart fictif de température entre parements, le gradient est beaucoup plus important en crête qu'à la base de l'ouvrage. On s'aperçoit alors (figure 4.10a) que pour le même écart fictif de température entre les parements, l'ouvrage présente la même sensibilité entre toutes les élévations situées en dessous de 30 m (hauteur pour laquelle l'évolution de l'épaisseur avec la hauteur change (voir profil de l'ouvrage sur la figure 3.8)). On observe également qu'en crête l'influence de l'écart fictif de température entre parements, tout comme l'influence du gradient thermique est nulle (bras de levier nul).

Par ailleurs, la fonction d'influence de l'écart fictif de température entre parements du barrage-voûte de Puylaurent est donnée par la figure 4.10b. La normalisation par l'épaisseur, nécessaire pour le barrage-poids dont l'épaisseur varie beaucoup avec la hauteur, ne change pas fondamentalement la forme de la fonction d'influence pour le barrage-voûte. Contrairement au barrage-poids, rectiligne, la rotation de la console est ici empêchée par l'effet d'arc des élévations supérieures à l'élévation considérée, expliquant ainsi la valeur nulle de cette fonction d'influence à la base de l'ouvrage. À mesure que l'on monte, l'effet des arcs supérieurs se fait moins ressentir, mais le « bras de levier » diminue également et la fonction d'influence atteint ainsi un maximum autour de l'élévation 920 m NGF. Au-delà de cette élévation, la diminution du « bras de levier » explique le retour de la fonction d'influence vers une valeur nulle en crête.

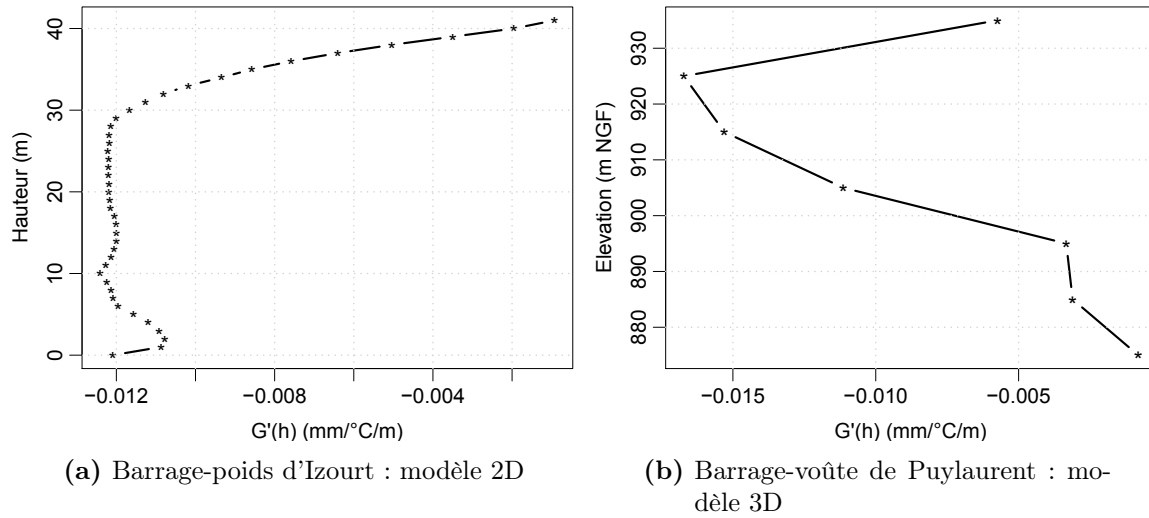


FIGURE 4.10 — Fonctions d'influence de l'écart fictif de température entre les parements pour la modélisation 2D (4.10a) et 3D (4.10b).

4.2.3 Validation du calcul du déplacement thermique

Une fois les fonctions d'influence déterminées, le déplacement thermique peut être calculé par l'application de la formule (4.1), laquelle nécessite alors de connaître les signaux de température moyenne T_M et de gradient thermique T_G sur chacune des élévations où ont été calculées les fonctions d'influence.

Afin d'analyser uniquement l'erreur induite par les hypothèses de la méthode (section 4.2.1), les signaux de températures sont considérés comme parfaitement connus. Ces signaux sont alors directement extraits de la modélisation aux éléments finis (simulation 5 (voir tableau 3.4)) en utilisant la même discrétisation que pour l'extraction du champ de contrainte. Pour le modèle 3D, étant donnée la variation (même faible) des températures sur une élévation (voir figure 4.3), les signaux T_M et T_G d'une élévation donnée correspondent à la moyenne des signaux extraits sur chacune des sections de l'élévation en question.

Les déplacements calculés par cette méthode sont alors comparés à ceux directement issus du modèle aux éléments finis (figure 4.11). En premier lieu, on peut constater que l'approche basée sur le théorème de réciprocité donne des résultats très satisfaisants, les déplacements calculés étant très proches de ceux recherchés (modèle EF), notamment pour le cas 2D, où les courbes sont quasiment superposées. L'écart légèrement plus important pour la modélisation 3D peut s'expliquer par la discrétisation plus grossière de l'ouvrage et par l'hypothèse d'uniformité de

la température moyenne et du gradient thermique le long des arcs (voir figure 4.3).

Malgré les écarts existants, il est intéressant de constater que la corrélation est très bonne entre les déplacements issus des deux approches (0,998 pour la modélisation 2D et 0,999 pour la modélisation 3D). Les hypothèses de l'approche basée sur le théorème de réciprocité semblent donc raisonnables pour l'estimation des déplacements thermiques de barrages en béton et d'autant plus pour son utilisation dans un modèle statistique.

Pour une analyse plus quantitative de l'erreur, celle-ci a été mesurée en % avec le même critère que la dispersion résiduelle des modèles statistiques (écart type de l'écart ramené à l'amplitude du déplacement thermique). Pour le cas 2D, l'erreur est alors de 4,19% et pour le cas 3D de 3,55%. En constatant que les écarts entre les deux approches sont en grande partie saisonniers, l'utilisation d'une fonction saisonnière pour expliquer ces écarts permet alors de réduire l'erreur à 1,3% pour le cas 2D et à 0,78% pour le cas 3D. Ces deux valeurs peuvent être comparées avec la dispersion du modèle HSTT de 5,98% pour le cas 2D et de 2,22% pour le cas 3D. L'approche du théorème de réciprocité doit donc permettre d'apporter un gain significatif au modèle HSTT.

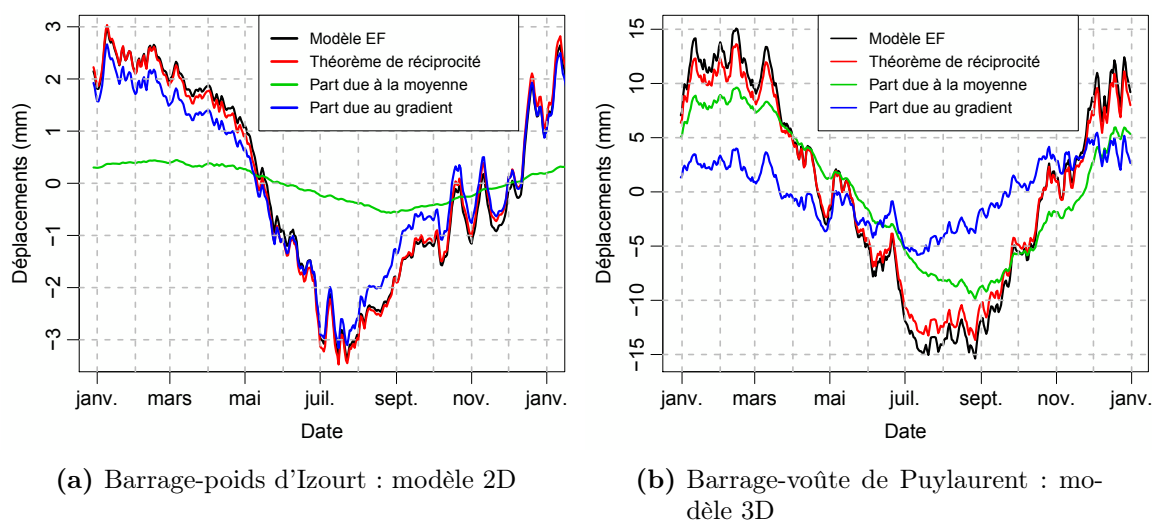


FIGURE 4.11 – Comparaison des déplacements directement issue du modèle aux éléments finis avec ceux calculés par l'approche basée sur le théorème de réciprocité.

Par ailleurs, il est intéressant de remarquer sur la figure 4.11 que le gradient thermique explique une grande partie des variations rapides du déplacement. Cela s'explique par le fait que l'évolution du gradient thermique est plus rapide que l'évolution de la température moyenne pour une même sollicitation (voir section 2.4). Pour le barrage-voûte, moins épais, la température moyenne explique tout de même une partie des variations rapides. Pour le barrage-poids, plus épais, la température moyenne ne joue un rôle que sur la partie saisonnière du déplacement.

Enfin, en comparant les amplitudes des déplacements induits par la température moyenne et ceux induits par le gradient thermique, on peut noter que le gradient thermique est responsable de la majorité du déplacement du barrage-poids tandis que les deux influences sont plus équilibrées dans le cas du barrage-voûte, avec tout de même une prédominance de l'effet de la température moyenne.

L'importance relative de la température moyenne et du gradient thermique peut-être mise en évidence de manière plus quantitative par une analyse de la variance des signaux. Par définition,

la variance du déplacement thermique est la somme de la variance du déplacement dû à la température moyenne, de la variance du déplacement dû au gradient thermique et du double de la covariance des deux effets :

$$\begin{aligned}
 & \overbrace{\text{Var} \left(\int_H T_M \cdot M(h) dh + \int_H T_G \cdot G(h) \cdot dh \right)}^{\text{variance du déplacement thermique } \delta_{th}} = \\
 & \underbrace{\text{Var} \left(\int_H T_M \cdot M(h) dh \right)}_{\text{variance du déplacement dû à la température moyenne}} + \underbrace{\text{Var} \left(\int_H T_G \cdot G(h) \cdot dh \right)}_{\text{variance du déplacement dû au gradient thermique}} \\
 & + 2 \cdot \underbrace{\text{Cov} \left(\int_H T_M \cdot M(h) dh, \int_H T_G \cdot G(h) \cdot dh \right)}_{\text{covariance des deux effets}} \quad (4.4)
 \end{aligned}$$

Où « Var » est l'opérateur variance et « Cov » l'opérateur covariance.

La figure 4.12 montre l'importance des quatre termes de l'équation 4.4 dans le cas de la modélisation 2D (figure 4.12a) et 3D (figure 4.12b).

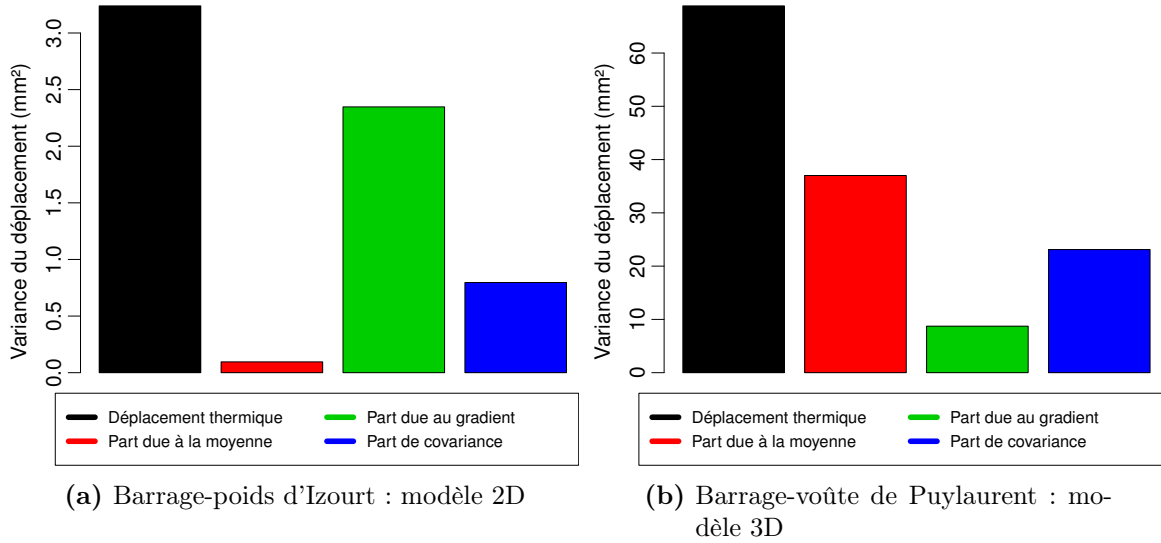


FIGURE 4.12 – Variance des déplacements thermiques et importances relatives des déplacements dus à la température moyenne et au gradient thermique.

On peut alors constater que l'on retrouve les conclusions précédentes, à savoir :

- Pour le barrage-poids : l'effet du gradient thermique explique la majorité de la variance totale du déplacement thermique et l'effet de la température moyenne ne représente qu'une très faible part (quasiment négligeable).
- Pour le barrage-voûte : c'est plutôt l'inverse, avec l'effet de la moyenne qui explique environ la moitié de la variance totale du déplacement thermique et l'effet du gradient qui ne représente qu'une part relativement faible.

Enfin, il faut noter que pour les deux simulations, une partie assez significative de la variance du déplacement thermique est imputable aux variations simultanées des déplacements dus à la

température moyenne et au gradient thermique, ce qui signifie que les deux influences présentent dans les deux cas une corrélation significative. En effet, la corrélation de deux signaux étant définie comme le rapport entre la covariance et le produit des écarts types de chacun des signaux, elle nous renseigne sur le degré de corrélation entre les signaux. Comme nous le verrons par la suite, cette corrélation, entre l'effet de la température moyenne et l'effet du gradient thermique, peut poser problème pour la séparation statistique des deux influences. Pour le cas 2D, on a ainsi une corrélation de 0,84 et pour le cas 3D de 0,64.

Imaginons par exemple sur le cas 2D que l'on arrive à déterminer le signal de déplacement dû à la température moyenne et celui dû au gradient thermique et que l'on cherche à expliquer le signal de déplacement total (celui issu du calcul aux éléments finis) en effectuant une régression linéaire multiple avec ces deux signaux de déplacement comme variables explicatives. Alors, théoriquement, les coefficients d'influence devraient être proches de 1 pour les deux variables explicatives. Néanmoins, à cause de la corrélation entre les deux signaux, on trouve un coefficient d'influence de 1,45 pour la température moyenne et un autre de 0,90 pour le gradient thermique, ce qui atteste d'une mauvaise séparation statistique des deux influences. La régression recherche l'optimum (en terme de minimisation de la somme du carré des résidus), mais cet optimum se situe dans une « vallée » dans l'espace des coefficients d'influences (figure 4.13), ce qui signifie que d'autres combinaisons des coefficients d'influence auraient donné des résultats très proches de l'optimum, dont la combinaison (1;1) qui correspond à la physique. Ainsi, en présence de variables explicatives corrélées (voir section 1.12 sur la multi-colinéarité), l'optimum mathématique ne correspond pas toujours à la solution physique. Nous verrons alors par la suite qu'il faut imposer des contraintes à la régression afin de trouver une solution physique, quitte à augmenter un peu la dispersion. C'est en effet la solution physique qui nous intéresse pour l'analyse du comportement irréversible de l'ouvrage.

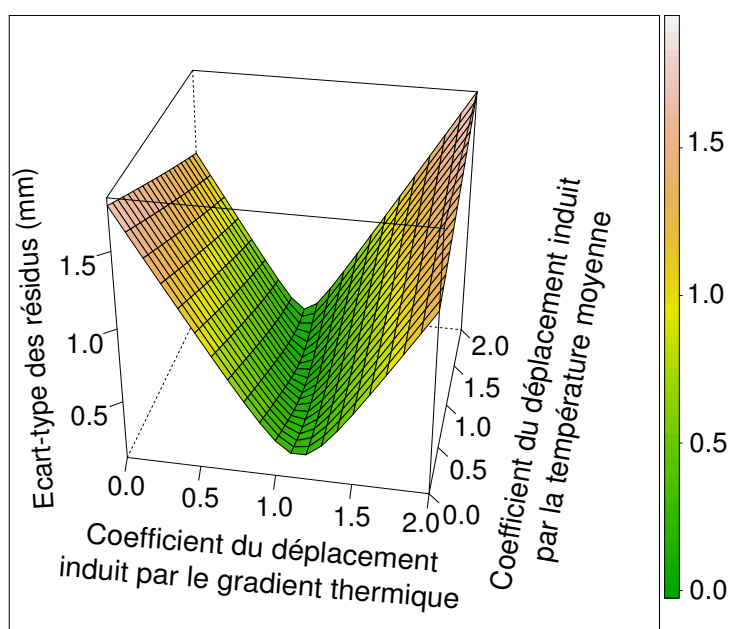


FIGURE 4.13 – Évolution de la dispersion (en terme d'écart type des résidus) en fonction des coefficients d'influence des déplacements induits par la température moyenne et le gradient thermique.

4.3 Limites du modèle HSTT

4.3.1 Rappel du modèle

Le modèle HSTT a été présenté au chapitre 1 (section 1.4.1.3). La fonction thermique du modèle conserve la fonction saisonnière du modèle HST, mais ajoute un terme correctif $\Delta\theta_R$:

$$\begin{aligned} f_{ther}(S, \Delta\theta_R) = & a_1^{ther} \cdot \cos(S) + a_2^{ther} \cdot \sin(S) \\ & + a_3^{ther} \cdot \cos(2 \cdot S) + a_4^{ther} \cdot \sin(2 \cdot S) \\ & + a_5^{ther} \cdot \Delta\theta_R \end{aligned} \quad (4.5)$$

Le terme correctif $\Delta\theta_R$ permet au modèle de tenir compte de la réponse de l'ouvrage aux variations journalières de la température de l'air. Il est calculé par la résolution d'un problème de conduction thermique unidimensionnel : $\Delta\theta_R$ représente la température moyenne d'un milieu 1D soumis à température de l'air « désaisonnalisée » $\Delta\theta$ (écarts de la température de l'air à sa moyenne saisonnière) sur ces deux extrémités (figure 4.14).

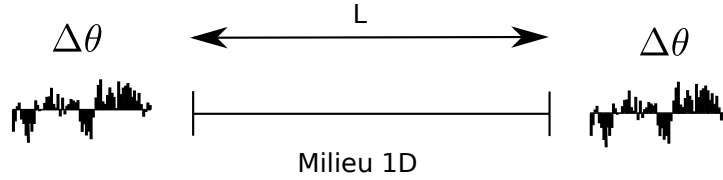


FIGURE 4.14 – Schéma du milieu 1D utilisé pour le calcul du terme correctif $\Delta\theta_R$ du modèle HSTT.

En utilisant la réponse impulsionnelle de l'équation (2.48), la température moyenne du milieu s'obtient alors par l'estimation du produit de convolution de l'équation (2.69). Dans le modèle HSTT, seul le premier terme de la série est utilisé et celui-ci est normalisé de sorte que l'on retrouve la condition $\int_0^{+\infty} P_M(t) dt = 1$ (conservation de l'énergie). Cette normalisation nous conduit alors à la réponse impulsionnelle simplifiée du modèle HSTT :

$$P_M(t) = \frac{1}{T_0} \cdot e^{-\frac{t}{T_0}} \quad (4.6)$$

En utilisant la formulation de récurrence (équation (2.71)) et en tenant compte de cette simplification de la réponse impulsionnelle, le calcul du terme correctif $\Delta\theta_R$ s'écrit alors :

$$\Delta\theta_R(t + \Delta t) = \Delta\theta(t + \Delta t) \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Delta t}{T_0}}\right) + \Delta\theta_R(t) \cdot e^{-\frac{\Delta t}{T_0}} \quad (4.7)$$

L'incrément de temps Δt est fixé à 1 jour, car ce sont des séries journalières de température de l'air qui sont utilisées pour alimenter le modèle. Par ailleurs, le temps caractéristique de diffusion T_0 est un paramètre statistique du modèle qui est recherché par dichotomie.

Au final, le principe du modèle HSTT est résumé par la figure 4.15 sur laquelle $T_{M,S}$ est la température moyenne induite par les variations saisonnières de la température de l'air, A est un coefficient de proportionnalité et $f(S)$ est la fonction saisonnière du modèle (4 premiers termes de l'équation (4.5)). En pratique, la fonction $f(S)$ n'est pas égale à $A \cdot T_{M,S}$ car elle est ajustée statistiquement sur les données d'auscultation, et tient alors compte, en plus des variations saisonnières de la température de l'air, des variations saisonnières des autres sollicitations thermiques (température de l'eau, rayonnement solaire, etc.).

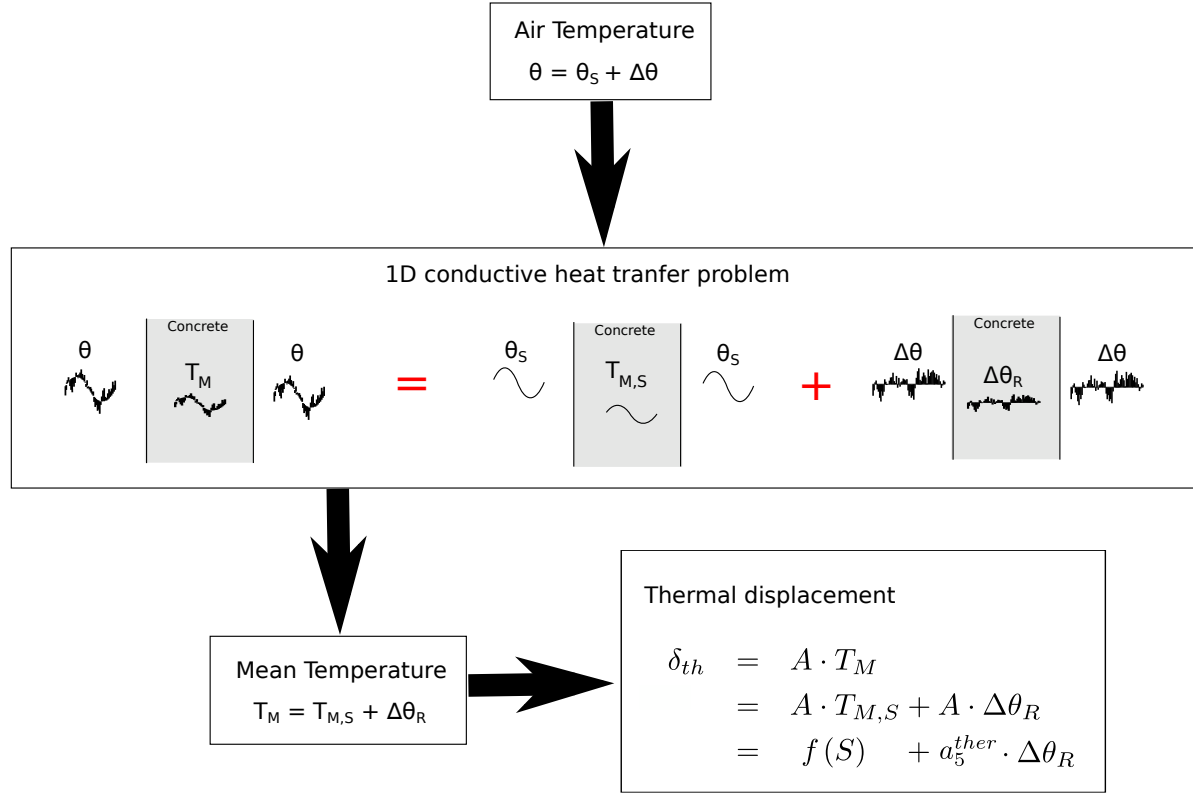


FIGURE 4.15 – Schéma du milieu 1D utilisé pour le calcul du terme correctif $\Delta\theta_R$ du modèle HSTT.

4.3.2 Lien avec le théorème de réciprocité thermo-élastique

Le théorème de réciprocité thermo-élastique nous a permis d'établir que le déplacement thermique entre deux points du barrage peut s'écrire sous la forme donnée par l'équation (4.1). En repartant de cette équation et en faisant l'hypothèse que le gradient est négligeable, on obtient alors :

$$\delta_{th} = \int_H T_M \cdot M(h) dh \quad (4.8)$$

Puis, en considérant que la température moyenne T_M est uniforme sur la hauteur, c'est-à-dire indépendant de h , on arrive à la formulation suivante :

$$\delta_{th} = T_M \cdot \int_H M(h) dh \quad (4.9)$$

En l'absence de modifications dans le temps des propriétés mécaniques des matériaux, on peut considérer que $\int_H M(h) dh$ est indépendant du temps et peut s'écrire alors comme une constante A , ce qui nous permet d'écrire :

$$\delta_{th} = A \cdot T_M \quad (4.10)$$

On retrouve alors l'expression du modèle HSTT (voir figure 4.15).

4.3.3 Discussion sur les hypothèses/limites du modèle

Puisque le modèle HSTT est basé sur l'approche du théorème de réciprocité thermo-élastique, il est alors fondé sur l'ensemble des hypothèses qui ont permis d'établir cette formulation (linéarité des contraintes, homogénéité des températures pour une élévation donnée et absence d'influence de la fondation). L'influence de ces hypothèses sur le calcul des déplacements a déjà été étudiée dans la section 4.2.

Par ailleurs, l'effet du gradient thermique n'est pas pris en compte par le modèle. Le gradient thermique étant le principal moteur des déplacements pour un barrage-poids, cette hypothèse constitue alors une importante approximation. Pour un barrage-voûte, l'hypothèse, plus raisonnable, reste une source d'erreur importante pour le modèle. Cependant, le gradient thermique est généralement corrélé à la température moyenne. Par le jeu du calage statistique, le terme correctif $\Delta\theta_R$ du modèle permet alors de tenir compte en partie de l'effet du gradient (partie corrélée).

L'uniformité de la température moyenne sur la hauteur de l'ouvrage constitue, quant à elle, une hypothèse très forte. En effet, les variations importantes des conditions aux limites sur le parement amont (stratification de la température de l'eau et discontinuité à l'interface air-eau, laquelle est variable au cours du temps) associées aux fortes variations de l'épaisseur (notamment pour un barrage-poids), engendrent nécessairement une non-uniformité de la température moyenne sur la hauteur de l'ouvrage. Cette hypothèse est alors une source d'erreur importante pour le modèle. La variation de la température moyenne, mais aussi du gradient thermique sur la hauteur, a été étudiée sur la modélisation aux éléments finis 3D. Pour différentes élévations, les signaux extraits sur plusieurs sections de rive à rive (voir figure 4.3), sont moyennés afin d'avoir une température moyenne et un gradient thermique par élévation. Les signaux de température moyenne et de gradient thermiques correspondant à chaque élévation sont alors tracés sur la figure 4.16. On peut alors remarquer que l'hypothèse d'uniformisation sur la hauteur est beaucoup plus forte que l'hypothèse d'uniformisation sur une élévation, les variations observées des températures sur la hauteur étant significatives. On peut également voir sur la figure 4.16a qu'à mesure que l'on se rapproche de la base de l'ouvrage, l'amplitude de signal de température moyenne diminue et son déphasage augmente. En effet, l'épaisseur de l'ouvrage augmente lorsque l'on se rapproche de la base et donc l'inertie thermique également. Par ailleurs, le signal de température de l'élévation 895 m NGF présente une évolution atypique en comparaison aux autres élévations. Cette « anomalie » est provoquée par la présence du coursier de l'évacuateur de crue sur cette élévation.

Concernant le calcul thermique (terme correctif $\Delta\theta_R$), le modèle HSTT est basé, là encore, sur un certain nombre d'hypothèses :

- *Transfert thermique unidimensionnel.* L'hypothèse du transfert thermique unidimensionnel a déjà été largement traitée dans le chapitre 2 (section 2.4.1). La conclusion de cette analyse est que l'approche 1D est satisfaisante pour approcher les transferts thermiques dans un barrage.
- *Pas de temps journalier.* L'estimation du déplacement par le modèle à partir de la température moyenne journalière peut induire des écarts plus ou moins par rapport au déplacement mesuré, en fonction de l'heure de la mesure. En effet, les déplacements thermiques à l'échelle de la journée peuvent avoir une certaine importance. Par exemple, sur le barrage-voûte de Tarnita en Roumanie, des déplacements en crête de 3 à 4 mm entre le jour et la nuit peuvent être observés [Hulea *et al.*, 2000] (pour une amplitude saisonnière d'environ 30 mm). Ces déplacements journaliers peuvent également être observés sur le barrage de Puylaurent (voir annexe I). C'est donc une source de dispersion pour le modèle, laquelle est d'autant plus

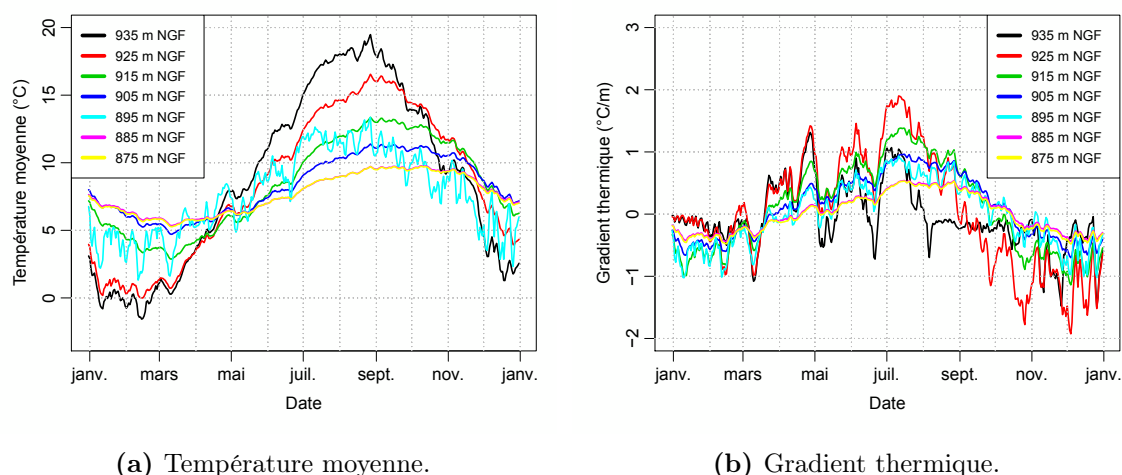


FIGURE 4.16 – Température moyenne et gradient thermique extraits sur plusieurs sections 1D du modèle aux éléments finis 3D pour différentes élévations.

importante que les effets thermiques journaliers sont importants. L'importance des effets thermiques journaliers dépend en grande partie de la géométrie de l'ouvrage : plus l'ouvrage est fin et plus il sera sensible à ces effets journaliers (la longueur de pénétration de l'onde thermique correspondant à ces fréquences représente une plus grande proportion de l'épaisseur totale).

- *Un seul phénomène thermique considéré : la température de l'air.* On a vu au chapitre 3 (section 3.5) que d'autres phénomènes thermiques sont important pour l'estimation du déplacement et source de dispersion pour le modèle (température de l'eau, rayonnement solaire, etc.). Néanmoins, l'erreur commise est limitée dans la mesure où c'est uniquement la partie non saisonnière de ces sollicitations qui n'est pas prise en compte (la partie saisonnière est prise en compte par la fonction saisonnière du modèle).
- *Réponse impulsionnelle avec un seul terme.* Comme cela a été vu au chapitre 2 (section 2.4.2), la prise en compte d'un nombre limité de termes revient à sous-estimer l'effet de l'histoire récente de la température de l'air, autrement dit, cela revient à négliger l'effet des variations rapides de la température de l'air. Cette hypothèse est acceptable pour les structures épaisses sur lesquelles les hautes fréquences des sollicitations n'ont pas beaucoup d'influence sur l'état thermique global de la structure. De plus, dans la pratique, les stations de température utilisées pour l'application du modèle HSTT étant généralement situées, assez loin du barrage, les évolutions les plus rapides ne sont pas forcément représentatives de ce que ressent réellement l'ouvrage et donc cette hypothèse est justifiée. Néanmoins, en utilisant un signal fiable de température de l'air à proximité du barrage, l'ajout de termes supplémentaires peut permettre d'améliorer la solution, et ce, d'autant plus que l'ouvrage est fin.

On se propose, dans la suite de ce chapitre, de lever certaines de ces limites. Dans la section 4.4, nous étudierons l'influence du nombre de termes de la réponse impulsionnelle sur la prise en compte de l'effet de la température de l'air. Dans la section 4.5, le gradient thermique sera intégré dans l'analyse statistique, en prenant en compte notamment l'effet de la température de l'eau. Enfin, dans la section 4.6, on s'attaquera à l'hypothèse, non moins importante, d'uniformité des températures sur la hauteur de l'ouvrage.

4.4 Amélioration de la prise en compte de la température de l'air : ajout de termes supplémentaires dans la réponse impulsionnelle

4.4.1 Influence du nombre de termes

La figure 4.17a représente l'évolution de la dispersion du modèle HSTT appliqué à la modélisation 3D (simulation 1 (voir tableau 3.4)) avec le nombre de termes de la réponse impulsionnelle. Pour rappel, la simulation 1 ne prend en compte que la température de l'air (et est donc proche des hypothèses du modèle HSTT) et la dispersion, exprimée en %, est définie comme l'écart type des résidus du modèle ramené à l'amplitude de la simulation complète (simulation 5). On peut alors voir sur la figure que la dispersion est largement réduite avec l'ajout de termes supplémentaires, et ce, jusqu'à un comportement quasiment asymptotique.

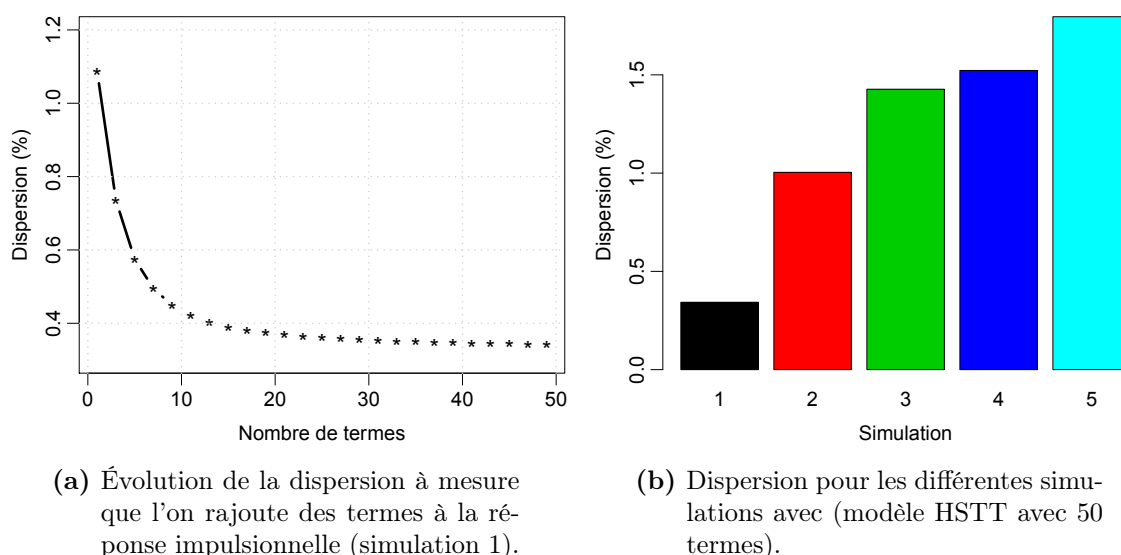


FIGURE 4.17 – Évolution de la dispersion du modèle HSTT pour la modélisation 3D du barrage-voûte (Puylaurent).

Intéressons-nous maintenant à nouveau aux sources thermiques de dispersion du modèle HSTT déterminées au chapitre 3 (section 3.5.1). On avait remarqué sur la figure 3.30b que la température de l'air était une source importante de dispersion pour le modèle HSTT pour le barrage-voûte alors que son influence était moindre pour le barrage-poids (figure 3.30a). En effet, le barrage-voûte, moins épais, étant plus sensible aux variations rapides de la température de l'air, la prise en compte d'un seul terme dans la réponse impulsionnelle est une hypothèse plus défavorable. Si l'on regarde maintenant la dispersion du modèle HSTT en prenant en compte 50 termes dans la réponse impulsionnelle (figure 4.17b), on s'aperçoit que la température de l'air a une influence moindre en comparaison aux autres phénomènes et principalement la température de l'eau.

Ainsi, pour améliorer la prise en compte de la température de l'air dans le modèle statistique, il est nécessaire de rajouter des termes aux réponses impulsionnelles. Si les premiers termes ont un caractère explicatif certain, au-delà d'un certain nombre de termes, qui dépend notamment de l'épaisseur de l'ouvrage (plus précisément du ratio épaisseur/diffusivité), le caractère explicatif devient négligeable alors que le coût de calcul augmente linéairement avec le nombre de termes. Dans ce cas parfait, où la température qui alimente le modèle HSTT est parfaitement identique

à celle du modèle aux éléments finis, un bon compromis entre précision et coût de calcul se situe pour cet ouvrage autour d'une quinzaine de termes.

4.4.2 Influence de la mesure de température

L'amélioration observée avec l'ajout de termes dans la réponse impulsionnelle (section 4.4.1) est significative car les données sont parfaites : la température de l'air du modèle aux éléments finis est exactement la même que celle utilisée par le modèle HSTT (température mesurée par la station de Chasserades (voir figure 4.18)). A-t-on le même caractère explicatif et la même vitesse de convergence lorsque les données contiennent elles-mêmes une incertitude ? C'est l'objet de l'étude ci-après.

L'influence du nombre de termes a été étudiée en utilisant deux signaux de température de l'air différents de celui utilisé pour la modélisation EF (voir figure 4.18) :

- *Huparlac*. La station météorologique d'Huparlac située à une centaine de kilomètres du barrage. C'est la mesure utilisée dans la pratique par l'ingénierie d'EDF pour effectuer les analyses HSTT sur les barrages de la région.
- *Villefort*. La station de mesure de température de l'air de Villefort est située beaucoup plus près de l'ouvrage (une dizaine de kilomètres), mais à une altitude inférieure à celui-ci d'environ 400 m .

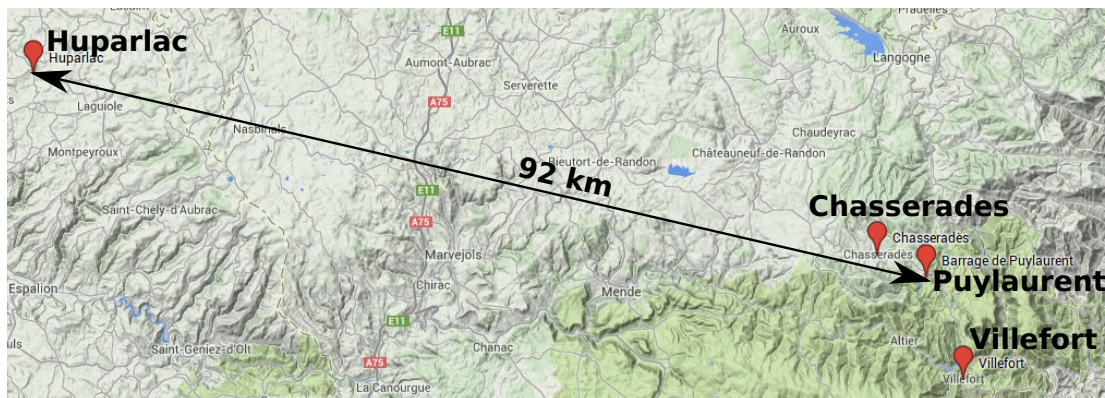


FIGURE 4.18 – Position des stations de mesure de température de l'air par rapport au barrage de Puylaurent.

On peut alors remarquer (figure 4.19) qu'avec les deux nouveaux signaux, la dispersion du modèle HSTT est significativement plus élevée qu'avec la température réellement ressentie par l'ouvrage dans la modélisation EF (Chasserades).

Dans le cas de la simulation 1 (figure 4.19a), l'utilisation de la température de Villefort dégrade un peu l'analyse tandis que l'utilisation de celle d'Huparlac la dégrade significativement au point de se rapprocher de la dispersion du modèle HST. Pour le signal de température de Villefort, l'ajout de termes à la réponse impulsionnelle améliore très légèrement la qualité du résultat tandis qu'avec Huparlac, l'ajout de termes à la réponse impulsionnelle n'apporte rien (Huparlac est situé trop loin de l'ouvrage pour que les variations rapides de la température mesurée soient corrélées à celles ressenties par l'ouvrage). À l'inverse, l'amélioration apportée par les termes supplémentaires apparaît nettement pour la mesure de température « locale » (Chasserades). Enfin, pour la simulation 5 (figure 4.19b), on constate que l'ajout de termes a un impact moins important, car la simulation s'éloigne des hypothèses du modèle HSTT. Il est

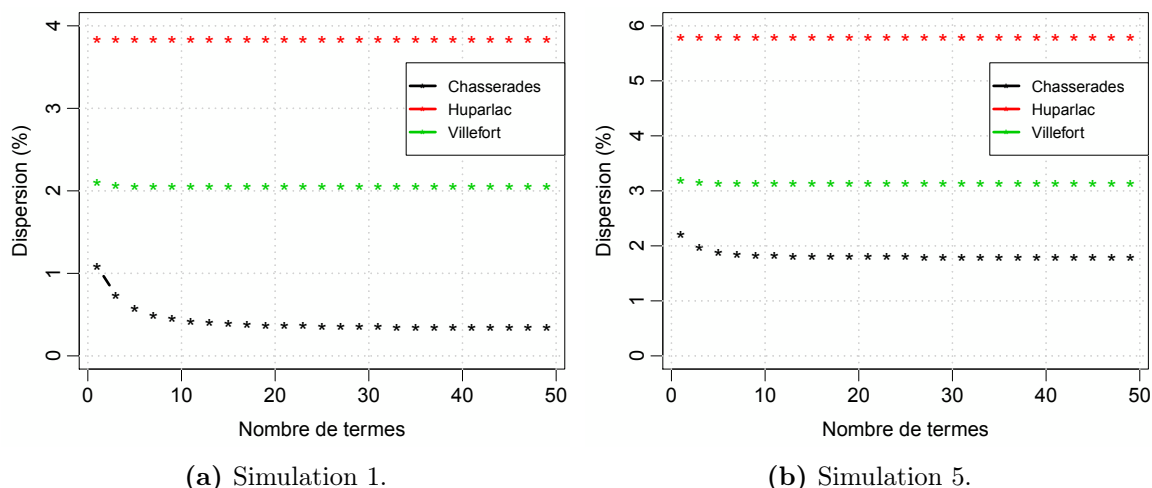


FIGURE 4.19 – Évolution de la dispersion du modèle HSTT appliqué sur la modélisation 3D du barrage de Puylaurent (simulations 1 et 5 (voir tableau 3.4)) à mesure que l’on rajoute des termes à la réponse impulsionnelle. Analyse avec le signal de température ressentie par l’ouvrage (Chasserades) et avec deux signaux de température plus éloignés de l’ouvrage (Huparlac et Villefort).

par ailleurs intéressant de remarquer que l’écart en dispersion obtenu avec les différents signaux de température se resserre et que la dispersion augmente.

Dans un cas réel, l’ajout de termes supplémentaires n’apportera rien sans une très bonne connaissance de la température de l’air ressentie par le barrage. Autrement dit, une amélioration de la précision du calcul thermique doit s’accompagner d’une amélioration de la précision des données d’entrées. Le nombre de termes optimum dépendra donc à la fois de l’épaisseur de l’ouvrage, mais aussi de la précision sur la mesure de température. Plus l’ouvrage est fin et plus il sera sensible aux hautes fréquences de la température de l’air et alors plus il faudra considérer de termes, à condition que les hautes fréquences du signal d’entrée soient corrélées à celles réellement ressenties par l’ouvrage. En d’autres termes, le nombre de termes optimum dépend du ratio (sensibilité de l’ouvrage aux hautes fréquences)/(imprécision du signal d’entrée en terme de hautes fréquences).

4.5 Prise en compte de la température moyenne de l’eau et des variations de la retenue

Bien qu’une part de leur effet peut être captée par la fonction saisonnière, il a été vu au chapitre 3 (section 3.5) que la température de l’eau associée au couplage provoqué par les variations de la cote de retenue est responsable d’une grande part de la dispersion des modèles HST et HSTT. En effet, la température de l’eau ne suit pas une évolution parfaitement saisonnière et sa contribution aux déplacements thermiques est fortement dépendante du niveau de la retenue. De plus, la température de l’eau est en grande partie responsable de l’établissement d’un gradient thermique dans l’épaisseur de la structure, lequel n’est actuellement pas pris en compte de manière implicite par le modèle HSTT, et peut être une influence majeure pour les déplacements (voir section 4.2.3). Pour le barrage-poids, le gradient thermique est responsable de la quasi-totalité du déplacement de l’ouvrage. Pour le barrage-voûte, son effet est moindre, mais n’est pas pour autant négligeable.

4.5.1 Présentation du modèle HST-Grad

Pour toutes ces raisons, et afin de diminuer la dispersion induite par ces influences, un nouveau modèle original est proposé. Ce nouveau modèle, que l'on appellera par la suite « HST-Grad », intègre de manière implicite la température de l'eau et le couplage induit par les variations de la retenue. L'intégration de la température de l'eau dans le modèle suppose alors de considérer des conditions aux limites différentes à l'amont et à l'aval de notre milieu 1D servant au calcul thermique, ce qui n'est pas le cas du modèle HSTT. Cette différence des températures amont et aval induit un gradient thermique dans le milieu qui est alors pris en compte par le modèle HST-Grad. Par ailleurs, la prise en compte de ce gradient permettra d'améliorer la performance du modèle vis-à-vis des variations rapides des sollicitations (l'évolution du gradient est plus rapide que celle de la moyenne).

Le modèle HST-Grad est basé sur les hypothèses du théorème de réciprocité. Ainsi en repartant de l'équation (4.1), et en faisant l'hypothèse que la température moyenne T_M et le gradient thermique T_G sont indépendants de la hauteur, on peut écrire :

$$\delta_{th} = T_M \cdot \underbrace{\int_H M(h) dh}_A + T_G \cdot \underbrace{\int_H G(h) dh}_B \quad (4.11)$$

Nous appliquons ici la même décomposition au gradient que pour la moyenne dans HSTT : la température moyenne (respectivement le gradient thermique) est décomposée en une composante saisonnière $T_{M,S}$ (respectivement $T_{G,S}$) et un écart ΔT_M (respectivement ΔT_G) à cette composante saisonnière :

$$\delta_{th} = A \cdot (T_{M,S} + \Delta T_M) + B \cdot (T_{G,S} + \Delta T_G) \quad (4.12)$$

Les déplacements induits par les composantes saisonnières de la température moyenne et du gradient thermique sont pris en compte dans la fonction saisonnière du modèle. De plus, en considérant les constantes A et B comme des paramètres statistiques ajustés par le modèle, la partie thermique du modèle HST-Grad, s'écrit alors :

$$f_{ther}(S, \Delta T_M, \Delta T_G) = f(S) + a_5^{ther} \cdot \Delta T_M + a_6^{ther} \cdot \Delta T_G \quad (4.13)$$

Il est à noter qu'un seul paramètre est ajouté au modèle en comparaison au modèle HSTT (voir équation (4.5)).

Les variables retardées ΔT_M et ΔT_G sont calculées à partir des écarts ΔT_{am} et ΔT_{av} des températures amont T_{am} et aval T_{av} à leurs moyennes saisonnières respectives. La température aval est la température de l'air, de sorte que l'on a : $\Delta T_{av} = \Delta \theta$. La température amont, quant à elle, intègre la température de l'eau et de l'air en modulant leurs importances par la hauteur de la retenue h_{eau} :

$$T_{am} = \left(\frac{h_{eau}}{H} \right) \cdot T_{eau} + \left(1 - \frac{h_{eau}}{H} \right) \cdot T_{air} \quad (4.14)$$

La température amont est alors une moyenne pondérée de la température de l'eau et de l'air dont la pondération change avec le remplissage. Le calcul thermique est un calcul de conduction unidimensionnelle (voir section 2.4). Le paramètre T_0 qui décrit l'inertie thermique du milieu est ajusté statistiquement de manière à être le plus représentatif de l'ouvrage étudié. Par ailleurs, les variables ΔT_M et ΔT_G peuvent être calculées à partir des formulations de récurrence (équations (2.71) et (2.72)) en considérant plus ou moins de termes dans les deux réponses impulsionnelles.

À noter également que la température moyenne change par rapport au modèle HSTT ($\Delta T_M \neq \Delta \theta_R$), car elle n'est plus estimée uniquement à partir de la température de l'air.

4.5.2 Validation sur les cas heuristiques

4.5.2.1 Performance pour capter l'influence de la température de l'eau

Pour les simulations 2 et 3 (voir tableau 3.4) des deux modélisations (2D et 3D), les modèles HSTT et HST-Grad sont appliqués sur les séries de déplacements. Pour rappel, la simulation 2 prend en compte la température de l'air et celle de l'eau (à cote fixe) et la simulation 3 considère en plus les variations du niveau de la retenue. Les deux modèles HSTT et HST-Grad utilisent 15 termes pour les réponses impulsionnelles, ce nombre étant un bon compromis entre coût de calcul et précision de la solution (voir section 4.4.1).

Pour la simulation 2, le modèle HST-Grad permet de réduire significativement la dispersion du modèle HSTT (figure 4.20). L'effet de température de l'eau qui est une importante source de dispersion pour le modèle HSTT est alors bien pris en compte par le modèle HST-Grad. Puisque le niveau de la retenue est constant pour cette simulation, l'amélioration est cependant encore limitée, car l'effet thermique induit par les variations de la cote de retenue est également une source de dispersion importante, notamment dans le cas de la modélisation 2D.

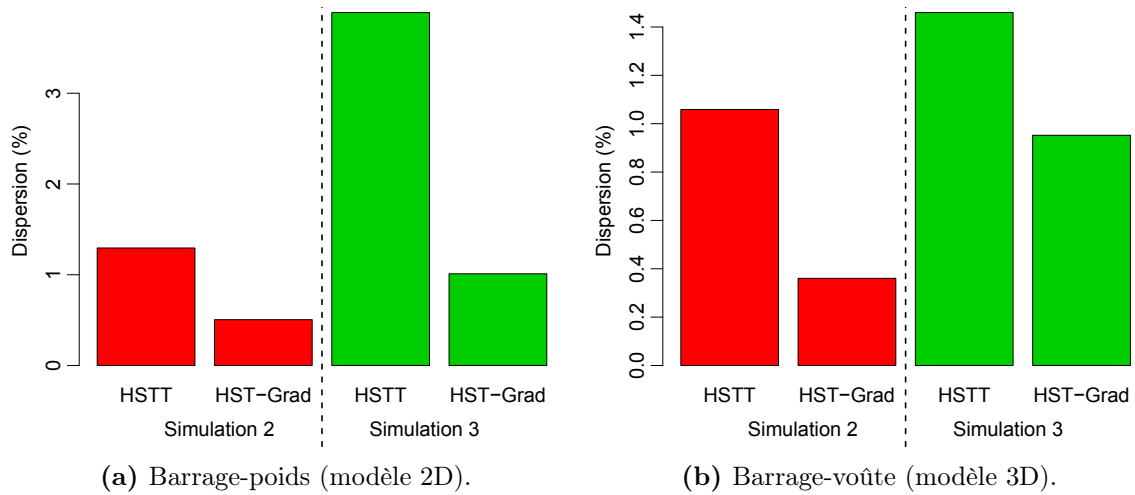


FIGURE 4.20 – Dispersion des modèles HSTT et HST-Grad (avec 15 termes) pour les simulations 2 et 3.

Pour la simulation 3, le niveau de la retenue devient variable, et on constate alors une importante augmentation de la dispersion du modèle HSTT (notamment pour la modélisation 2D). Pour la modélisation 2D, l'augmentation de dispersion du modèle HST-Grad reste très faible en comparaison à l'augmentation de la dispersion du modèle HSTT, signifiant alors que le modèle HST-Grad permet une meilleure prise en compte de l'effet induit par les variations du niveau de la retenue. Néanmoins, pour la modélisation 3D, l'augmentation de la dispersion du modèle HST-Grad entre les simulations 2 et 3 est comparable à celle du modèle HSTT, signifiant ainsi que le modèle HST-Grad, qui arrive à bien tenir compte de l'effet de la température de l'eau, n'arrive pas à capter l'influence des variations de la cote de retenue. Cela peut s'expliquer en partie par le fait que les variations de la retenue sont un plus importante dans la modélisation 3D (comparativement à la taille de de l'ouvrage) sur la période d'analyse. Par ailleurs, le barrage-voûte est plutôt sensible à la température moyenne et notamment en partie supérieure de

l'ouvrage (voir figures 4.11b et 4.6a). La prise en compte d'une unique condition aux limites pour l'ensemble du parement amont est alors plus pénalisante que pour le barrage-poids, lequel est principalement sensible à l'écart fictif de température entre les parements de manière homogène sur la moitié inférieure de l'ouvrage (voir figures 4.11a, 4.9 et 4.10a).

4.5.2.2 Performance pour séparer les influences de la température moyenne et du gradient thermique

Afin de s'assurer que le modèle HST-Grad apporte, au-delà de la réduction de la dispersion, une véritable amélioration physique et pas seulement mathématique, regardons si celui-ci est capable de séparer correctement les influences dues à la température moyenne et au gradient thermique, lesquelles peuvent présenter une certaine corrélation et rendre la séparation statistique délicate (voir section 4.2.3). Afin de reconstituer le signal de déplacement induit par une ou l'autre des influences, il faut réintégrer la partie saisonnière. En effet si l'on prend uniquement le terme $a_5^{ther} \cdot \Delta T_M$ (pour la moyenne) ou $a_6^{ther} \cdot \Delta T_G$ (pour le gradient), alors on ne tient compte que du déplacement induit par la partie désaisonnalisée de la température moyenne ou du gradient thermique. Il faut alors garder les coefficients a_5^{ther} et a_6^{ther} calés par le modèle, mais les appliquer aux signaux globaux de température moyenne $T_M = T_{M,S} + \Delta T_M$ et de gradient thermique $T_G = T_{G,S} + \Delta T_G$.

Les signaux de déplacements ainsi reconstitués peuvent alors être comparés à ceux qui sont calculés par l'approche du théorème de réciprocité thermo-élastique et qui servent alors de référence (figures 4.21 et 4.22). La comparaison est réalisée pour les simulations 2 et 3 (à la fois pour la modélisation 2D et la modélisation 3D). La séparation des influences obtenue par le modèle HST-Grad est alors satisfaisante et particulièrement dans le cas 2D, ce qui est en accord avec ce les observations faites sur la réduction de la dispersion par rapport à HSTT (voir section 4.5.2.1). Néanmoins, quelques écarts subsistent, notamment pour l'estimation du déplacement induit par le gradient thermique dont l'influence est légèrement surestimée sur l'ensemble des quatre cas étudiés. Les hypothèses du modèle HST-Grad et notamment celle d'uniformité des températures sur la hauteur peuvent expliquer les écarts observés. Néanmoins, malgré cette hypothèse forte, la séparation des influences est globalement correcte en ordre de grandeur, ce qui nous permet d'avoir confiance dans la base physique de ce modèle et dans son utilisation en extrapolation (prévision).

L'importance relative déterminée par le modèle HST-Grad de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements est présentée sur la figure 4.23. L'importance des deux influences est mesurée par la variance de leurs signaux. L'importance des effets (figure 4.23a) est conforme à ce qui avait été observé en appliquant l'approche du théorème de réciprocité (voir figure 4.12). Dans le cas 2D, on retrouve bien l'effet prédominant du gradient thermique sur celui de la température moyenne (notamment pour la simulation 3) et pour le cas 3D, on retrouve bien la prédominance (plus faible) de la température moyenne sur le gradient thermique.

Par ailleurs, malgré une covariance relativement grande, l'importance relative des deux influences est plutôt bien estimée (légère surestimation de l'importance du gradient (voir figures 4.21 et 4.22)). En effet, la covariance affichée ici est calculée à partir des signaux reconstruits intégrant la partie saisonnière, laquelle est responsable en grande partie de la covariance. Les signaux désaisonnalisés présentent eux une corrélation réduite, permettant ainsi une relative bonne séparation statistique des deux effets (c'est avec ces signaux désaisonnalisés que le modèle est calibré).

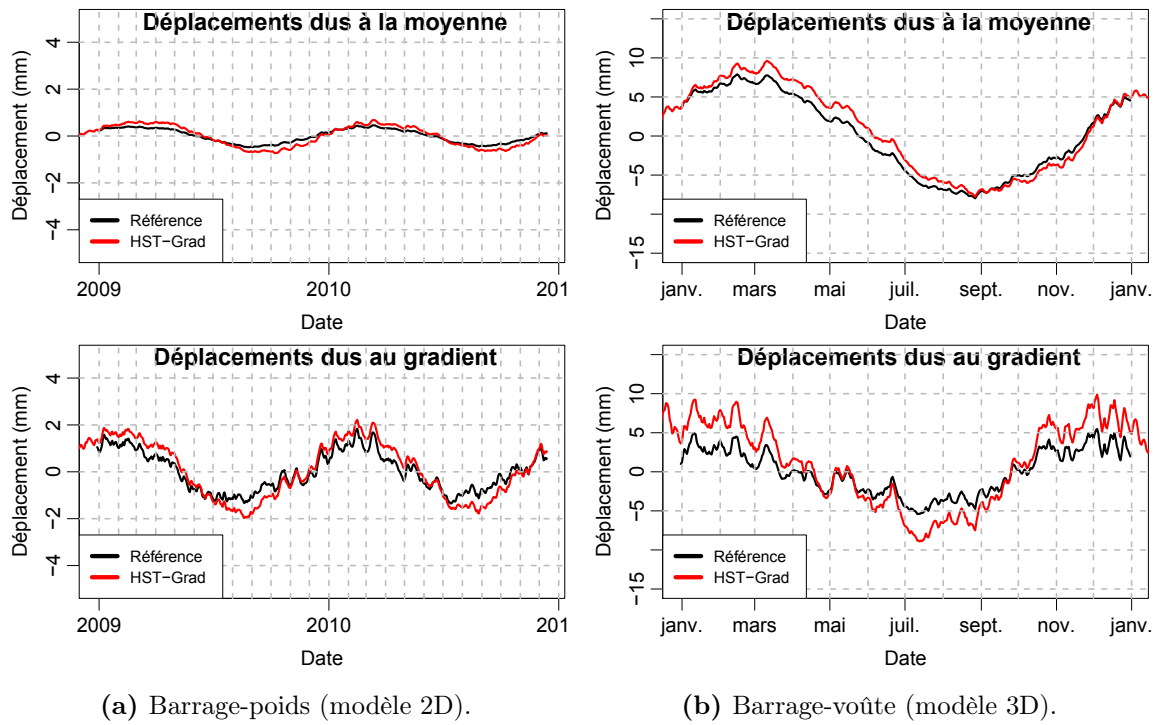


FIGURE 4.21 – Comparaison des déplacements (dus à la température moyenne et dus au gradient thermique) identifiés avec le modèle HST-Grad avec ceux calculés par l’approche du théorème de réciprocité thermo-élastique (référence) pour la simulation 2.

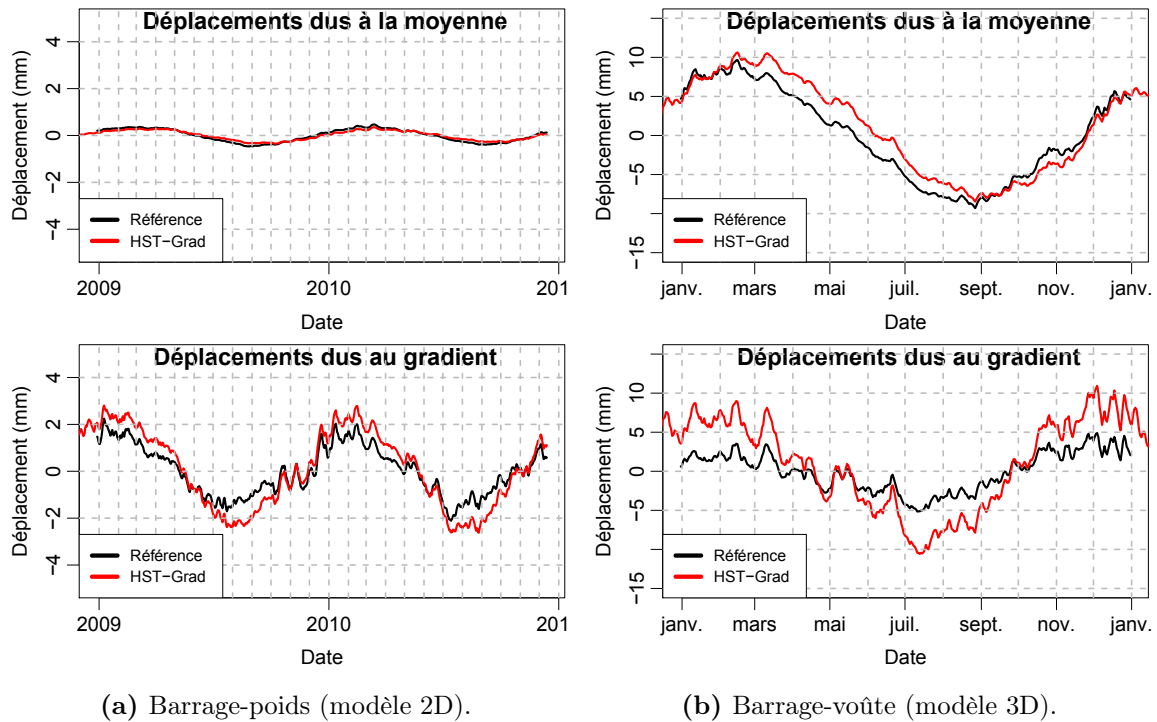


FIGURE 4.22 – Comparaison des déplacements (dus à la température moyenne et dus au gradient thermique) identifiés avec le modèle HST-Grad avec ceux calculés par l’approche du théorème de réciprocité thermo-élastique (référence) pour la simulation 3.

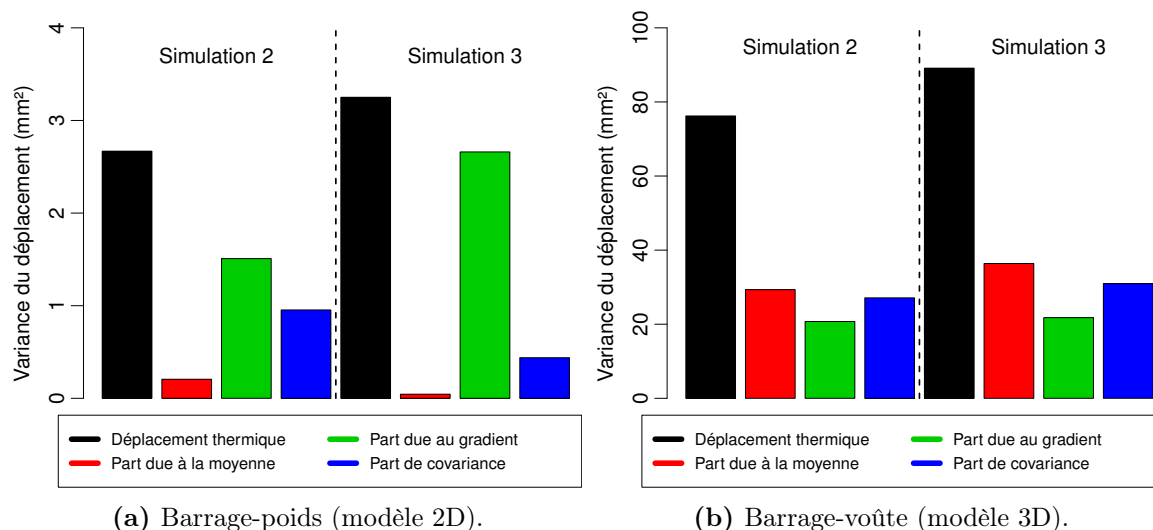


FIGURE 4.23 – Dispersion des modèles HSTT et HST-Grad (avec 15 termes) pour les simulations 2 et 3.

Enfin, au vu des résultats, ce modèle semble plutôt adapté aux barrage-poids. En effet, pour ce type d'ouvrage, le déplacement est principalement induit par l'effet de l'écart de température entre parements. Puisque la fonction d'influence de cet écart de température est constante sur une grande partie de la hauteur (figure 4.10a), l'hypothèse d'homogénéité des températures sur la hauteur n'a que très peu d'influence. Il est alors pertinent de considérer les températures moyennes des parements comme données d'entrée du modèle statistique et d'utiliser alors le gradient moyen sur hauteur comme variable explicative. Il semble d'ailleurs raisonnable pour ce type d'ouvrage de ne considérer que le gradient dans le modèle statistique (l'effet de la moyenne étant quasiment négligeable et presque parfaitement saisonnier).

4.6 Prise en compte de la non-uniformité des températures sur la hauteur de l'ouvrage

4.6.1 Découpage de l'ouvrage en tranches (discrétisation sur la hauteur)

Le modèle HSTT fait une hypothèse très forte d'uniformité des températures (température moyenne et gradient thermique) sur la hauteur de l'ouvrage (voir section 4.3), hypothèse qui est reprise dans le modèle HST-Grad. Par ailleurs, dans le cas du barrage-poids modélisé en 2D, le modèle HST-Grad arrive bien à prendre en compte la température de l'eau ainsi que l'effet induit par les variations de la retenue et la séparation de la part du déplacement due à la température moyenne et au gradient thermique est satisfaisante (section 4.5). Néanmoins, pour le barrage-voûte modélisé en 3D, on a constaté que le modèle HST-Grad n'arrive pas à capter l'influence des variations de la cote de retenue.

Afin de prendre correctement en compte les conditions aux limites au niveau du parement amont, il devient alors nécessaire de découper l'ouvrage en « tranches » sur la hauteur (figure 4.24). Ainsi, chaque tranche peut être considérée d'un point de vue thermique comme un milieu 1D indépendant des autres. Il devient alors possible d'appliquer des conditions aux limites différentes sur chacune des tranches et ainsi de prendre en compte la non-uniformité de la température du parement amont. Par ailleurs, à chaque instant, une tranche donnée pourra être

considérée « dans l'eau » ou « dans l'air » en fonction du niveau de la retenue à cet instant. De cette manière, l'effet thermique induit par les fluctuations de la retenue devrait être mieux appréhendé. Enfin, il devient possible d'attribuer à chacune des tranches une épaisseur différente de manière à tenir compte de la géométrie réelle de l'ouvrage, et ainsi de la variation d'inertie thermique sur sa hauteur.

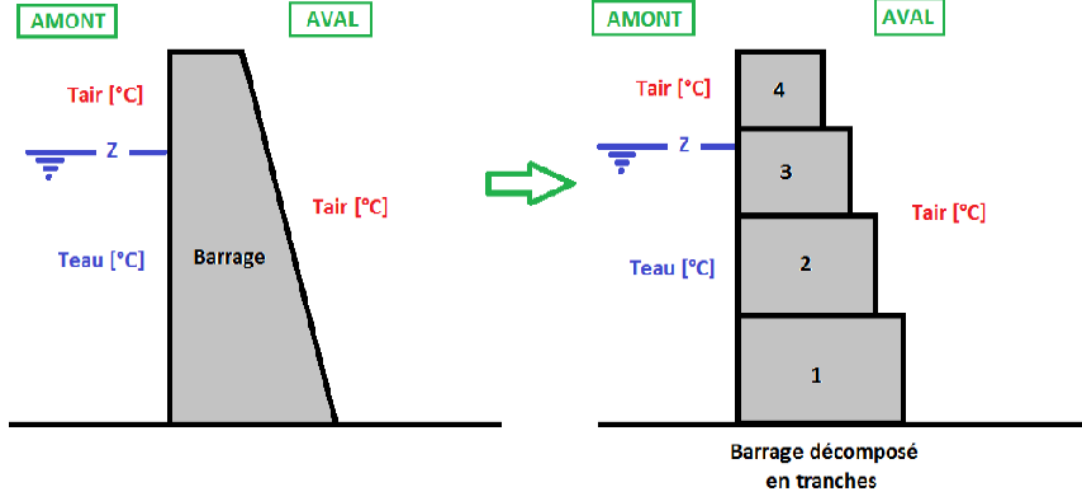


FIGURE 4.24 – Schéma de principe de la discrétisation de l'ouvrage sur sa hauteur [Poudret, 2013].

4.6.2 Problème de compensation

Mathématiquement, le découpage de l'ouvrage en n tranches revient à discrétiser les intégrales de l'équation (4.1) :

$$\delta_{th} = \sum_{i=1}^n M_i \cdot T_{M,i} \cdot \Delta H_i + \sum_{i=1}^n G_i \cdot T_{G,i} \cdot \Delta H_i \quad (4.15)$$

Où i est le numéro de la tranche, ΔH_i est la hauteur de la tranche i (pour un découpage régulier, on a $\forall i : \Delta H_i = H/n$), M_i (respectivement G_i) est la valeur de la fonction d'influence de la température moyenne (respectivement du gradient thermique) au niveau de l'élévation h_i de la tranche i ($M_i = M(h_i)$ et $G_i = G(h_i)$) et $T_{M,i}$ (respectivement $T_{G,i}$) est la température moyenne (respectivement le gradient thermique) de la tranche i ($T_{M,i} = T_M(h_i)$ et $T_{G,i} = T_G(h_i)$).

Supposons que l'on ne connaisse pas les fonctions d'influence $M(h)$ et $G(h)$. Afin d'approcher le déplacement thermique, les coefficients M_i et G_i peuvent alors être considérés comme des paramètres statistiques à ajuster par un modèle de régression linéaire multiple. Appliquons alors ce modèle pour la simulation 3 de la modélisation 3D. On considère 7 tranches correspondant aux élévations 875, 885, 895, 905, 915, 925 et 935 m NGF. Prenons le cas parfait où l'on connaît parfaitement le champ thermique, c'est-à-dire que les 14 variables explicatives ($T_{M,i}$ et $T_{G,i}$) ne sont pas calculées à partir de calculs thermiques unidimensionnels, mais sont directement issues du modèle aux éléments finis.

En premier lieu, on observe qu'un tel modèle est très performant en terme de dispersion résiduelle. En effet la dispersion tombe ici à 0.1 % alors qu'elle était de 1% pour le modèle HST-Grad

(voir figure 4.20b).

Néanmoins, en regardant un peu plus finement le calage statistique, on constate que les coefficients M_i et G_i obtenus n'ont pas de sens physique. On peut remarquer (figure 4.25) que les fonctions d'influence reconstruites à partir des coefficients calés statistiquement sont très éloignées des fonctions d'influence « réelles » obtenues avec le modèle EF (voir section 4.2.2). On observe ici un phénomène de « compensation », c'est-à-dire que l'influence d'une tranche va être surestimée dans un sens, mais compensée par l'influence de la tranche supérieure, également surestimée, mais dans le sens opposé. Ce phénomène de compensation entre les influences des tranches voisines est dû à une instabilité statistique : c'est le problème de multi-colinéarité (voir section 1.12).

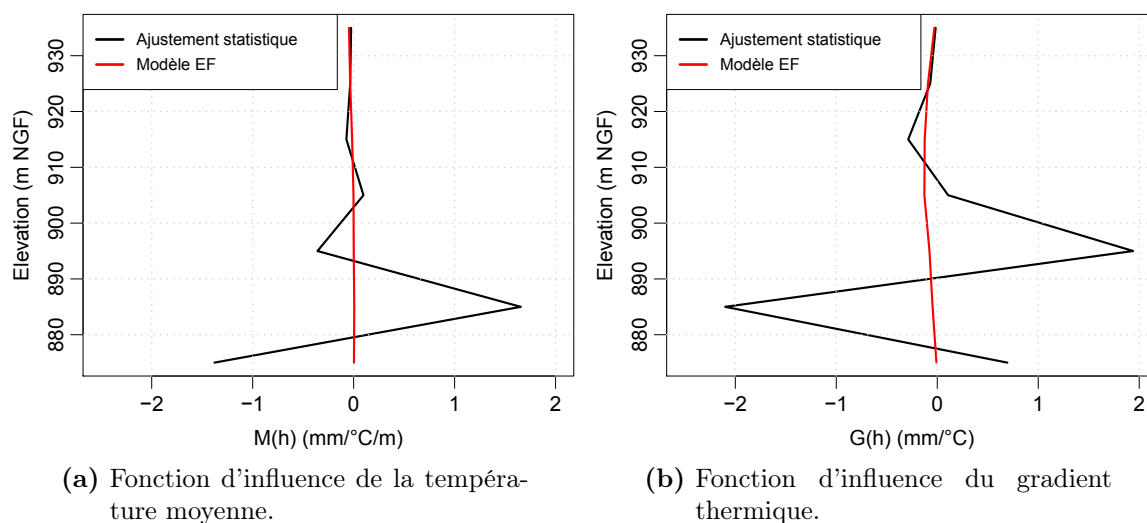


FIGURE 4.25 – Reconstruction des fonctions d'influence à partir du calage statistique (modèle de l'équation (4.15)) appliqué à la simulation 3 de la modélisation 3D.

D'autre part, en s'intéressant aux évolutions temporelles globales des déplacements induits par la température moyenne et par le gradient thermique (figure 4.26), on remarque d'abord que les déplacements estimés par le modèle statistique ne correspondent pas aux déplacements de référence (calculés par l'approche du théorème de réciprocité thermo-élastique). Le modèle n'est donc pas apte à séparer les deux influences. Les deux signaux de déplacements présentent des fluctuations rapides de fortes amplitudes qui ne sont pas physiques, mais qui se compensent deux à deux. Le phénomène de compensation existe donc encore à l'échelle globale (déplacement induit par le champ thermique sur l'ensemble de la structure) entre l'effet de la température moyenne et celui du gradient thermique.

Un tel modèle utilise donc un grand nombre de variables explicatives (2 par tranches) qui sont très corrélées entre elles, et notamment entre deux tranches voisines. Avec autant de variables qui apportent quasiment la même information, le résultat est très bon d'un point de vue mathématique (dispersion résiduelle très faible), mais les coefficients d'influences pris un à un n'ont pas de sens physique. Le modèle n'est donc pas exploitable pour une utilisation en extrapolation (prévision, dépouillement de nouvelles mesures).

La performance des modèles statistiques ne peut donc pas être jugée uniquement à l'aune du résidu. Notamment pour la prédiction, le modèle calé doit correspondre autant que possible à

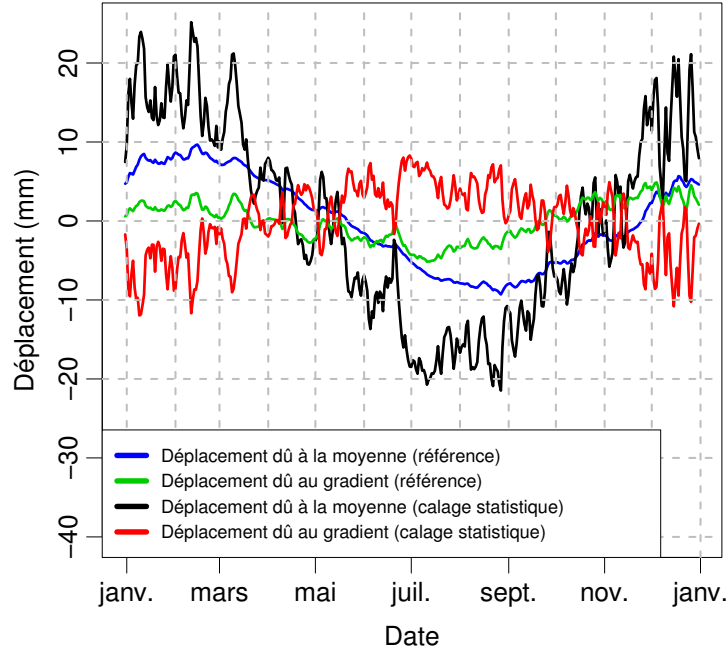


FIGURE 4.26 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique obtenues par le modèle statistique.

une réalité physique et non pas uniquement mathématique.

Afin d'éviter cette instabilité statistique, il faut alors limiter la souplesse d'ajustement du modèle en réduisant le nombre de paramètres statistiques, tout en limitant la perte d'information. La première idée qui vient à l'esprit pour réaliser cette réduction du jeu de données est d'utiliser l'analyse par composante principale (voir section 1.4.2).

4.6.3 Le modèle multi-tranche avec Analyse par Composante Principale (ACP)

Le jeu de données à réduire avec l'ACP correspond donc à l'ensemble des $2 \cdot n$ variables explicatives ($T_{moy,i}$ et $T_{grad,i}$). Le modèle avec ACP ne comprend alors plus que m variables explicatives (les m premières composantes principales) :

$$\delta_{th} = \sum_{j=1}^m \alpha_j \cdot PC_j \quad (4.16)$$

Où PC_j est la $j^{\text{ième}}$ composante principale et α_j est le coefficient d'influence correspondant. Par définition, les composantes principales sont des combinaisons linéaires des variables initiales :

$$PC_j = \sum_{i=1}^n c_{i,j} \cdot T_{M,i} + \sum_{i=1}^n d_{i,j} \cdot T_{G,i} \quad (4.17)$$

et donc :

$$\begin{aligned}
\delta_{th} &= \sum_{j=1}^m \alpha_j \cdot \left(\sum_{i=1}^n c_{i,j} \cdot T_{M,i} + \sum_{i=1}^n d_{i,j} \cdot T_{G,i} \right) \\
&= \sum_{i=1}^n \left(\sum_{j=1}^m \alpha_j \cdot c_{i,j} \right) \cdot T_{M,i} + \sum_{i=1}^n \left(\sum_{j=1}^m \alpha_j \cdot d_{i,j} \right) \cdot T_{G,i}
\end{aligned} \tag{4.18}$$

En effectuant une régression linéaire multiple sur les m premières composantes principales (voir équation (4.16)), on peut limiter le problème de multi-colinéarité. Puis, par identification de l'équation (4.18) avec l'équation (4.15), on peut écrire $M_i = \left(\sum_{j=1}^m \alpha_j \cdot c_{i,j} \right) / \Delta H_i$ et $G_i = \left(\sum_{j=1}^m \alpha_j \cdot d_{i,j} \right) / \Delta H_i$ et ainsi reconstruire les fonctions d'influence $M(h)$ et $G(h)$ à partir des coefficients α_j calés statistiquement.

Appliquons maintenant ce modèle sur les mêmes données que précédemment (modélisation 3D, simulation 3, $T_{moy,i}$ et $T_{grad,i}$ extraits du modèle EF sur 7 sections réparties sur la hauteur). La figure 4.27 montre d'une part la variance expliquée (cumulée) par les composantes principales (en % de la variance totale du jeu de donnée) et d'autre part la dispersion résiduelle le modèle en fonction du nombre m de composantes utilisées. Avec seulement 3 composantes principales, on explique 99% de la variance du jeu de données (qui comprend 14 variables), ce qui montre bien la forte corrélation des données initiales. En terme de variance expliquée, les 3 premières composantes sont donc importantes puis les composantes suivantes apparaissent négligeables.

Néanmoins, avec 3 composantes le modèle est moins performant que le modèle HST-Grad en terme de dispersion (1,3% contre 1%) (voir figure 4.20b) alors que les données de température sont directement extraites du modèle EF (cependant, la fonction saisonnière n'est pas considérée et il y a donc 3 variables explicatives de moins que le modèle HST-Grad). Avec 7 composantes, bien que les composantes 4 à 7 expliquent moins de 1% de la variance du jeu de donnée, la dispersion se trouve significativement réduite, au point d'arriver quasiment au même niveau que le modèle avec 14 composantes (dispersion de 0,2% contre 0,1%).

Maintenant que l'on a vu que l'on peut réduire sensiblement le nombre de variables explicatives sans perdre en caractère explicatif, regardons ce qu'il en est du problème de compensation que l'on avait sans l'utilisation de l'ACP. Les fonctions d'influence sont reconstruites à partir des coefficients α_j calés.

En premier lieu, on peut constater qu'avec 14 composantes (figure 4.30), on retrouve bien les mêmes influences que sans l'utilisation de l'ACP (figures 4.25 et 4.26). En effet, garder toutes les composantes principales revient simplement à effectuer un changement de repère du jeu de données initial, mais n'enlève pas de corrélation dans celui-ci. Il faut évidemment supprimer les composantes principales qui n'ont pas de caractère explicatif pour supprimer la corrélation superflue. Par ailleurs, en ne gardant qu'une seule composante principale (figure 4.28), le modèle n'a pas suffisamment de degrés de liberté pour représenter correctement toutes les influences. Il ne représente alors que l'effet de la température moyenne, lequel est surestimé afin de compenser l'effet du gradient non représenté.

Entre les deux extrêmes, à mesure que l'on rajoute des composantes, les différentes influences sont de mieux en mieux représentées, jusqu'à un optimum situé aux alentours de 7 composantes (figure 4.29). Au-delà de cet optimum, l'ajout de composantes n'améliore presque plus la dispersion (figure 4.27) et augmente le problème de multi-colinéarité qui gêne la bonne séparation des

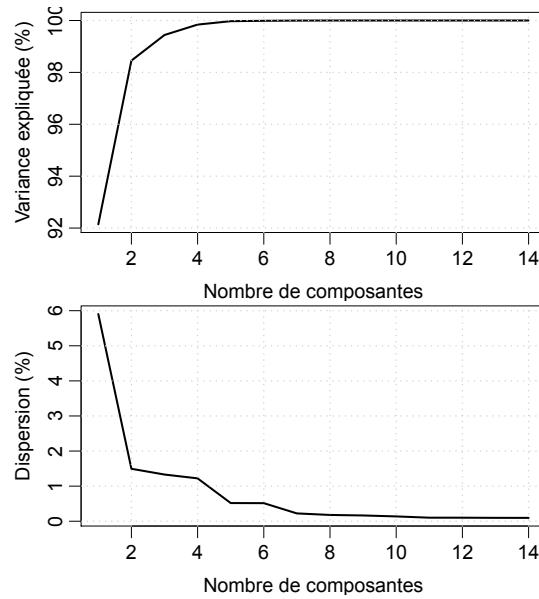


FIGURE 4.27 – Variance expliquée par les composantes principales et dispersion du modèle en fonction du nombre m de composantes considérées.

influences. Avec 7 composantes principales, les évolutions temporelles des déplacements induits par la température moyenne et le gradient thermique sont parfaitement séparées (figure 4.29b). Néanmoins, les fonctions d'influence sur la hauteur 4.29a présentent des effets de compensation entre tranches, mais ceux-ci restent relativement faibles en terme d'amplitude et les fonctions du modèle EF sont globalement bien approchées en ordre de grandeur.

Pour plus de détails sur les autres valeurs du nombre de composantes, on pourra se reporter aux figures H.1 à H.14 de l'annexe H.

En choisissant le bon nombre de composantes principales, les bonnes évolutions temporelles globales des déplacements dus à la moyenne et au gradient peuvent donc être retrouvées. Le modèle paraît alors exploitable en extrapolation, mais présente néanmoins un inconvénient majeur : le nombre optimal de composantes n'est pas connu lorsque l'on n'a pas de référence que l'on cherche à approcher. Par ailleurs, malgré une bonne séparation des évolutions temporelles globales, il reste une part de compensation entre les influences des tranches voisines.

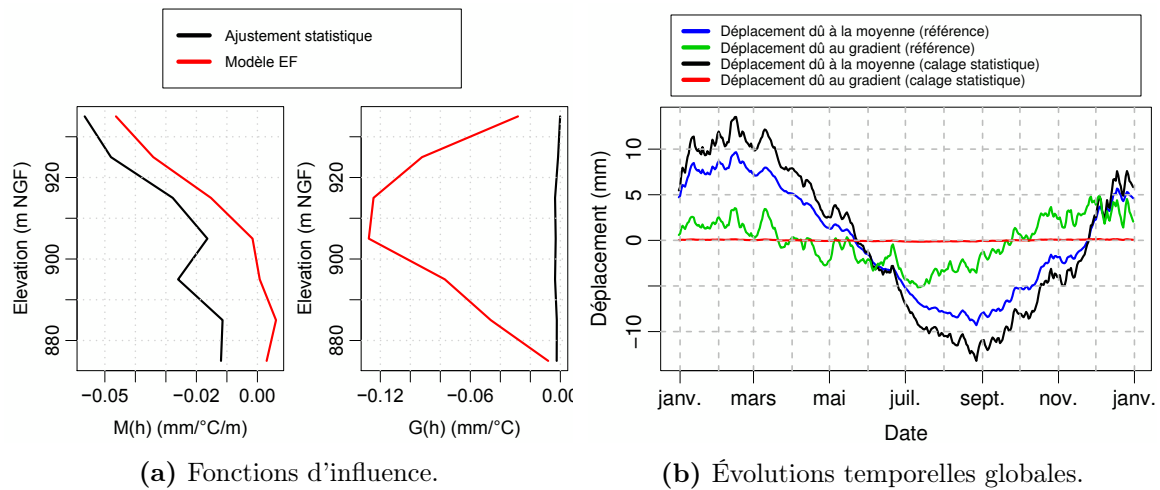


FIGURE 4.28 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 1 composante principale ($m=1$).

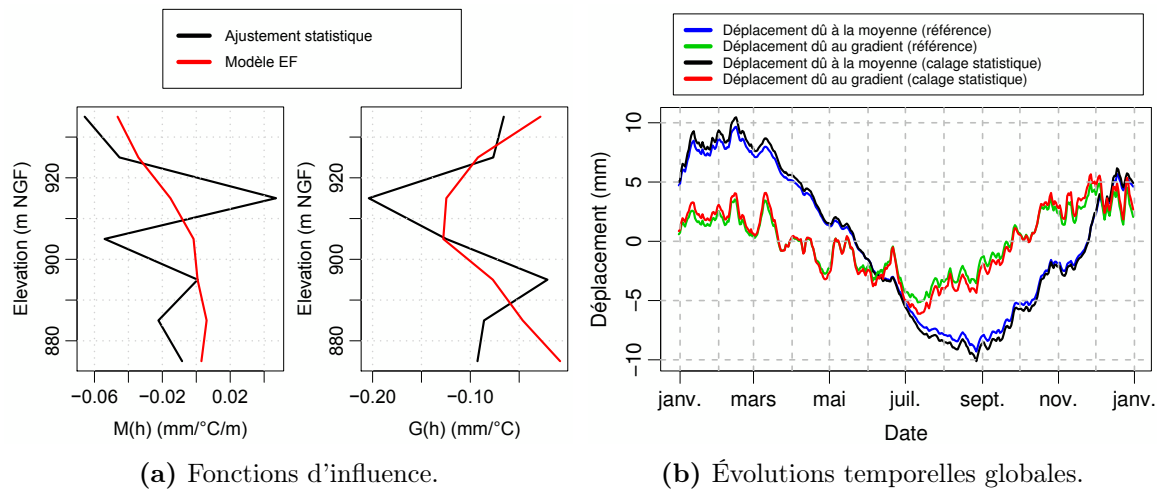


FIGURE 4.29 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 7 composantes principales ($m=7$).

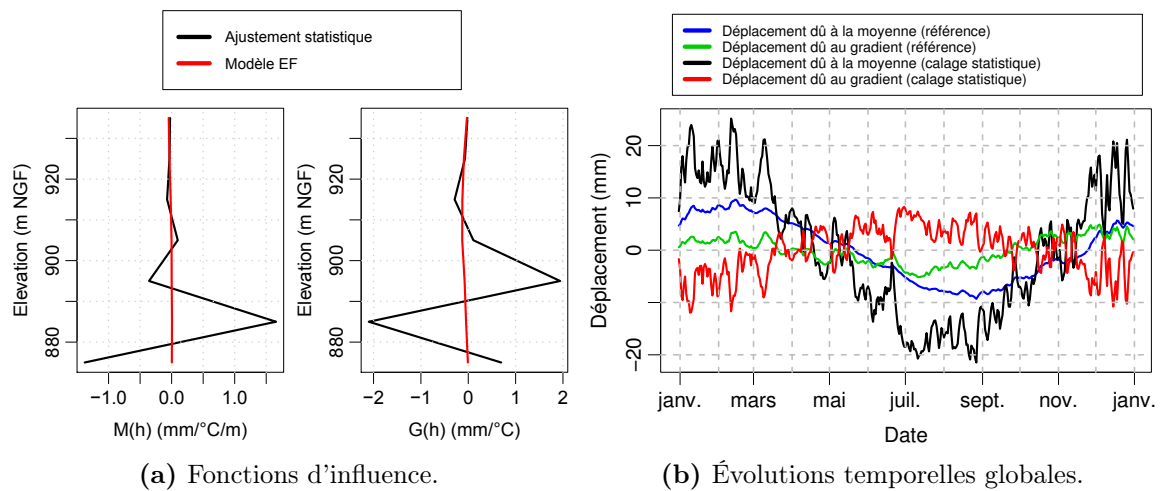


FIGURE 4.30 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 14 composantes principales ($m=14$).

4.6.4 Le modèle multi-tranche avec formes imposées des fonctions d'influence

Une autre piste a été envisagée afin de limiter les effets de compensation qui apparaissent avec le modèle multi-tranche (ce modèle sera appelé MT par la suite). Cette fois, le modèle n'est plus contraint en limitant le nombre de variables explicatives à l'aide d'une analyse par composantes principales, mais en imposant la forme des fonctions d'influence.

Les fonctions d'influence peuvent être relativement bien approchées par des fonctions polynomiales (voir figure 4.31). En appliquant la formule 4.1 avec les fonctions d'influence approchées, les écarts entre les déplacements estimés et ceux calculés avec les véritables fonctions d'influence atteignent au maximum de 0.2 mm pour la modélisation 3D (la dispersion résiduelle est de 0,23%) et 0.06 mm pour la modélisation 2D (la dispersion résiduelle est de 0,33%), ce qui montre que l'erreur commise par les fonctions d'influence approchées est très faible et peu génératrice de dispersion.

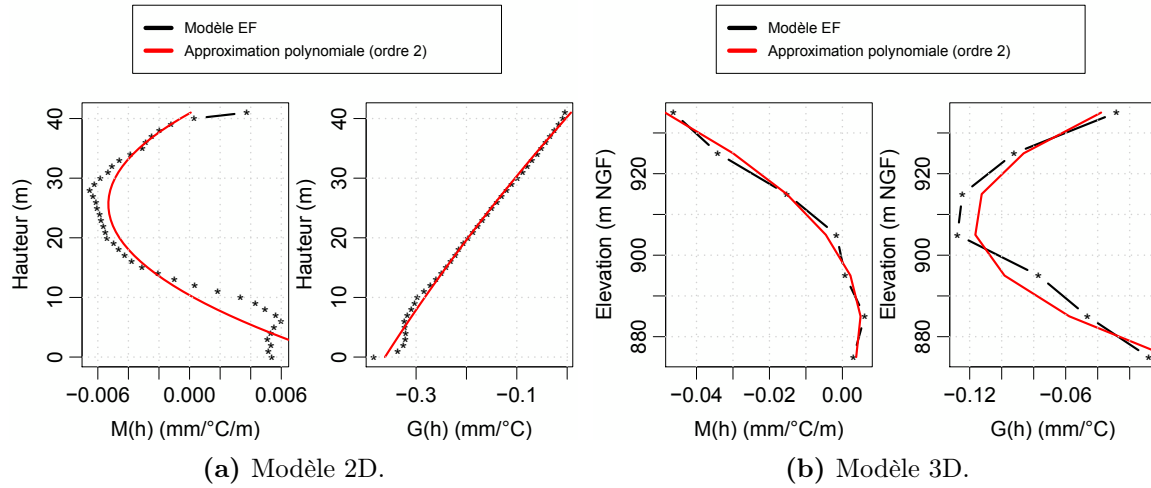


FIGURE 4.31 – Approximation polynomiale à l'ordre 2 des fonctions d'influence.

Les fonctions d'influence approchées par des fonctions polynomiales peuvent alors s'écrire :

$$M(h) = \sum_{i=0}^{d_m} M_i \cdot h^i \quad (4.19)$$

$$G(h) = \sum_{i=0}^{d_g} G_i \cdot h^i \quad (4.20)$$

Où d_m et d_g sont les degrés des polynômes utilisés pour approcher les fonctions d'influence de la température moyenne et du gradient thermique respectivement. En remplaçant les fonctions d'influence par leurs formulations approchées (équations (4.19) et (4.25)) dans l'équation (4.1), il vient :

$$\delta_{th} = \int_H T_M \cdot \left(\sum_{i=0}^{d_m} M_i \cdot h^i \right) dh + \int_H T_G \cdot \left(\sum_{i=0}^{d_g} G_i \cdot h^i \right) dh \quad (4.21)$$

soit en développant :

$$\delta_{th} = \sum_{i=0}^{d_m} M_i \cdot \int_H T_M \cdot h^i dh + \sum_{i=0}^{d_g} G_i \cdot \int_H T_G \cdot h^i dh \quad (4.22)$$

En considérant les coefficients M_i et G_i comme des paramètres statistiques, une nouvelle formulation de modèle de régression linéaire multiple est obtenue. Ce modèle contient $d_m + d_g + 2$ variables explicatives. Ainsi, même avec un raffinement très fort sur la hauteur, le nombre de variables explicatives n'augmente pas grâce à la « polynomisation » des fonctions d'influence. Le choix du nombre de tranches dépendra alors notamment du détail de la connaissance du profil de température d'eau dans la retenue. En imposant la forme des fonctions d'influence avec des polynômes de degré suffisamment faible, le degré de liberté de l'ajustement statistique est ainsi maîtrisé et les phénomènes de compensation sont alors empêchés (les tranches sont liées les unes aux autres par cette forme fixée à l'avance).

De plus, il est aussi possible d'ajouter des contraintes supplémentaires au modèle. Il est par exemple possible d'imposer que l'effet du gradient thermique soit nul en crête de l'ouvrage ($G(H) = 0$). En effet, celui-ci provoque une rotation des consoles, or en crête, le bras de levier devient nul et donc l'influence du gradient également. On retrouve bien cette condition sur les fonctions d'influence des deux ouvrages modélisés (voir figures 4.5b et 4.6b). Par ailleurs, pour le barrage-poids, puisque l'effet d'arc est inexistant, il est également possible d'imposer que l'influence de la température moyenne soit nulle en crête ($M(H) = 0$). Imposer ces contraintes revient à caler des polynômes en forçant certaines conditions aux limites qui sont des caractéristiques physiques des fonctions d'influence.

Imposer à l'effet du gradient thermique d'être nul en crête revient à écrire :

$$G(H) = \sum_{i=0}^{d_g} G_i \cdot H^i = 0 \quad (4.23)$$

soit :

$$G_0 = - \sum_{i=1}^{d_g} G_i \cdot H^i \quad (4.24)$$

et donc en remplaçant G_0 par cette expression dans l'équation (4.23), il vient :

$$G(h) = \sum_{i=1}^{d_g} G_i \cdot (h^i - H^i) \quad (4.25)$$

Ainsi, le modèle avec la contrainte $G(H) = 0$ s'écrit :

$$\delta_{th} = \sum_{i=0}^{d_m} M_i \cdot \int_H T_M \cdot h^i dh + \sum_{i=1}^{d_g} G_i \cdot \int_H T_G \cdot (h^i - H^i) dh \quad (4.26)$$

La même démarche peut également être appliquée pour la température moyenne. Il est alors intéressant de noter qu'en imposant une condition de la sorte, le nombre de degrés de liberté du modèle est réduit d'un (on supprime une variable explicative). En supprimant des paramètres statistiques, la souplesse d'ajustement du modèle est réduite, induisant moins de possibilités de réduction de la dispersion, mais plus de certitudes sur le caractère physique de l'ajustement.

4.6.4.1 Application au cas heuristique 2D

Appliquons maintenant ce modèle sur la simulation 3 de la modélisation 2D. Pour rappel, cette simulation prend en compte la température de l'air, de l'eau, et les variations du niveau de la retenue.

Utilisation des températures extraites du modèle EF

Pour l'instant, afin de s'affranchir de l'incertitude sur le calcul thermique 1D, les champs thermiques servant à nourrir le modèle sont directement extraits de la modélisation EF sur 41 sections de 1 mètre de hauteur pour le calcul des intégrales.

Les résultats du modèle (avec $d_g = d_m = 2$) montrent une bonne séparation des influences (figure 4.32). Le modèle permet, en effet, de retrouver assez bien les fonctions d'influence $M(h)$ et $G(h)$. Néanmoins, pour la température moyenne, la fonction d'influence approchée ne permet pas de retrouver la bonne évolution temporelle globale : un déphasage entre le déplacement (dû à la température moyenne) reconstruit par le modèle et celui de référence est observé. En terme de dispersion, le modèle est très performant puisque celle-ci tombe à 0,1 %, laquelle peut être comparée au 1 % du modèle HST-Grad sur cette même simulation. Il convient tout de même de rappeler que l'on travaille ici avec les températures extraites du modèle EF et non des températures calculées sur des modèles 1D.

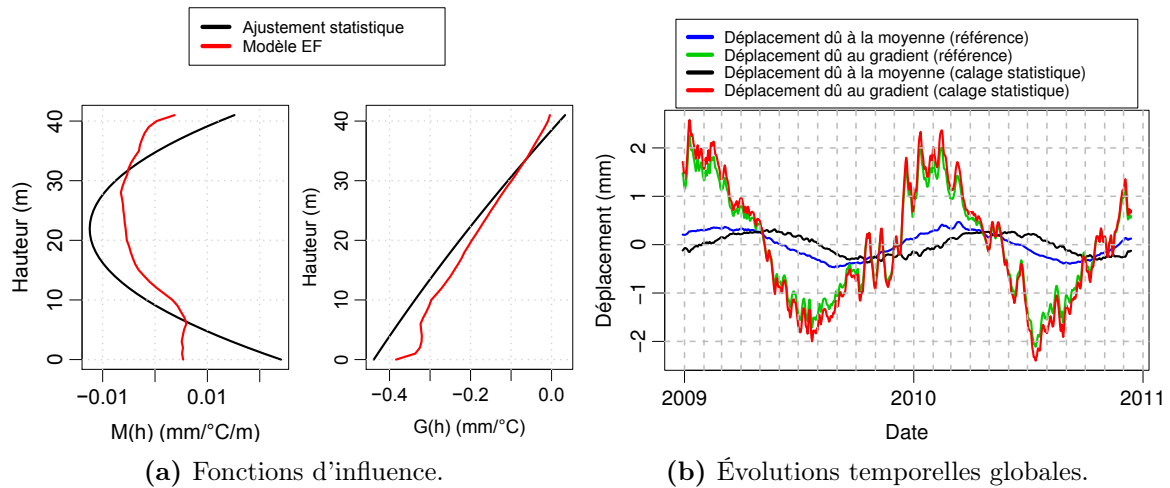


FIGURE 4.32 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence ($d_g = d_m = 2$).

Au vu de ce premier résultat, et de la forme de la fonction d'influence du gradient thermique, on remarque que l'on pourrait se limiter à l'ordre 1 pour l'approximation de cette fonction d'influence. En appliquant le modèle avec $d_g = 1$ et $d_m = 2$, exactement les mêmes influences sont retrouvées et la dispersion n'évolue pas (on passe de 0,1139% à 0,1176%). La variable explicative correspondant à l'ordre 2 du gradient thermique a donc un caractère explicatif très faible.

Afin de mieux comprendre l'ajustement statistique, plusieurs variantes du modèle ont alors été testées (voir tableau 4.1).

Dans un premier temps, on constate que l'utilisation d'un polynôme de degré 3 pour approcher l'influence de la température moyenne (variante n° 1) ne diminue que très peu la dispersion (0.10%), mais permet d'approcher un peu plus finement la fonction d'influence de la tempéra-

N° de la variante du modèle	Description			Dispersion (%)	Figure des influences
	Degré du polynôme approchant la fonction d'influence du gradient (d_g)	Degré du polynôme approchant la fonction d'influence de la moyenne (d_m)	Conditions aux limites des fonctions d'influence		
1	1	3	-	0,10	4.33
2	1	3	$G(H) = 0$	0,28	4.34
3	1	3	$G(H) = M(H) = 0$	0,29	4.35
4	1	0	$G(H) = 0$	1,42	4.36
5	1	1	$G(H) = 0$	0,58	4.37
6	1	1	$G(H) = M(H) = 0$	0,87	4.38

TABLE 4.1 – Description des variantes du modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence testées sur la simulation 3 de la modélisation 2D.

ture moyenne (figure 4.33). Néanmoins, lorsque l'on impose la contrainte $G(H) = 0$ (variante n° 2), la dispersion augmente (0,28 %) alors que les fonctions d'influence sont mieux représentées (figure 4.34). Cette contradiction s'explique par le fait que les déplacements que l'on cherche à expliquer (ceux issus du calcul EF) sont légèrement différents des déplacements que l'on obtient avec les fonctions d'influence exactes (ceux obtenus par l'approche du théorème de réciprocité) (voir figure 4.2.3).

Ainsi, en imposant les fonctions d'influence exactes (il n'y a plus d'ajustement statistique), le niveau de dispersion est de 1,94%. Ce niveau de dispersion est induit par les hypothèses de l'approche basée sur le théorème de réciprocité (influence de la fondation négligée, approximation linéaire des contraintes, etc.). Par conséquent, le modèle statistique étant basé sur ces hypothèses, il ne peut pas à la fois identifier les bonnes influences et trouver une dispersion inférieure à 1,94%. Puisque le modèle statistique cherche à minimiser l'écart avec les déplacements EF (réduction de la dispersion), les fonctions d'influence obtenues par l'ajustement statistique seront forcément biaisées par rapport aux fonctions d'influence « réelles ». Si la dispersion diminue en dessous de 1,94%, alors l'ajustement statistique s'éloigne de la physique. On peut donc conclure à ce stade que lorsqu'une caractéristique du modèle n'est pas 100% physique (estimation de température, hypothèse du modèle, etc.), alors la statistique mathématique peut arriver à compenser cette erreur par une autre erreur, par exemple un T_0 aberrant, des fonctions d'influence un peu éloignées du modèle EF, etc.. C'est pour cela que l'introduction de nouvelles quantités plus précises peut détériorer le modèle d'un point de vue mathématique, car il a alors moins de souplesse pour compenser les erreurs restantes.

Cela explique également pourquoi l'évolution temporelle globale du déplacement induit par la température moyenne n'est pas bien estimée pour les variantes 1, 2 et 3 (voir figures 4.33b, 4.34b et 4.35b respectivement). En effet, l'écart constaté sur l'influence globale (à l'échelle de la structure) de la température moyenne permet d'expliquer l'écart existant entre les déplacements totaux calculés par les deux approches (éléments finis et théorème de réciprocité).

Il est alors intéressant de noter à ce stade que si l'on cherche à expliquer les déplacements calculés par le théorème de réciprocité, alors le modèle statistique se cale presque parfaitement

sur les « bonnes » influences (voir figure 4.39), à la fois pour les influences à l'échelle de la tranche (fonctions d'influence) et pour les influences à l'échelle de la structure (évolutions temporelles globales des déplacements). En effet, le modèle statistique étant basé sur les hypothèses du théorème de réciprocité, la minimisation des résidus permet dans ce cas un calage parfait des influences. Puisque le théorème de réciprocité contient des hypothèses par rapport aux cas heuristiques (modèle EF), le calage sur les déplacements heuristiques induit une distorsion des influences pour combler l'écart induit par ces hypothèses.

Afin d'obtenir des influences plus proches des influences « réelles », il faut alors contraindre davantage le modèle et accepter d'augmenter sa dispersion résiduelle. Les 3 dernières variantes (n° 4, 5 et 6) approchent donc la fonction d'influence de la température moyenne par un polynôme de degré inférieur à 2 ($d_m = 0$ pour la variante 4 et $d_m = 1$ pour les variantes 5 et 6). Ces modèles semblent être ceux qui permettent de retrouver les meilleures évolutions temporelles globales (on a notamment supprimé le déphasage sur l'influence de la température moyenne), mais l'influence de cette température moyenne n'est pas bien représentée à l'échelle des tranches (fonction d'influence) et la dispersion augmente significativement (voir figures 4.36, 4.37 et 4.38). Lorsque le modèle est suffisamment contraint, il n'est plus capable de « distordre » suffisamment les fonctions d'influence pour approcher les déplacements EF. Il se cale alors mieux sur les évolutions temporelles globales (la contrainte est trop forte pour qu'il puisse se caler sur les bonnes influences à l'échelle des tranches).

En comparant les résultats variantes 2 et 3, il est par ailleurs intéressant de noter que la fonction d'influence de la température moyenne peut prendre des formes très différentes sans modifier profondément ni la dispersion ni l'évolution temporelle globale (voir figures 4.34 et 4.35). Cela montre l'instabilité du modèle pour la détermination des fonctions d'influence. En effet, on voit bien qu'il n'existe pas une solution unique qui permet d'obtenir un niveau de dispersion donné, et que les différentes solutions peuvent varier dans une gamme assez large. Le modèle choisit la solution qui permet de réduire au maximum la dispersion en respectant les contraintes imposées alors qu'une solution « plus physique » pourrait convenir en acceptant une très légère augmentation de cette dispersion. La fonctionnelle que l'on cherche à minimiser n'est alors, dans le cas présent, pas assez contrainte et a la forme d'une « vallée » avec plusieurs minimaux proches d'un point de vue calage statistique, mais éloignés d'un point de vue signification physique (voir figure 4.13).

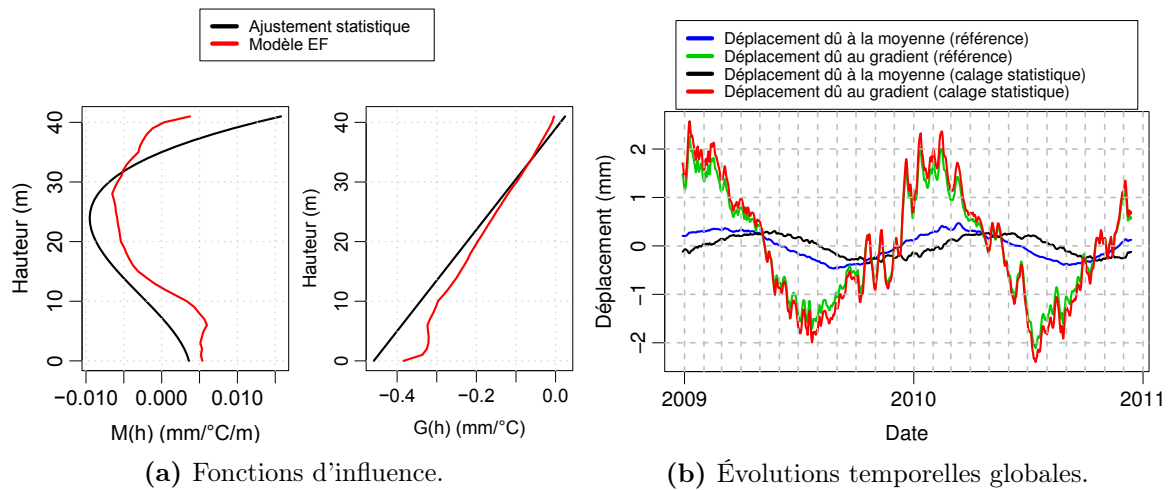


FIGURE 4.33 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 1).

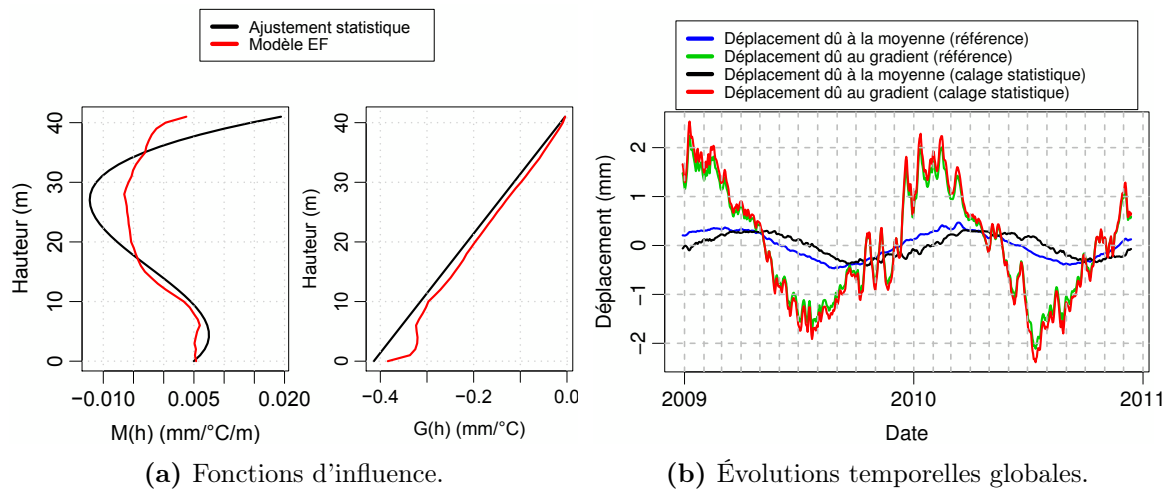


FIGURE 4.34 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 2).

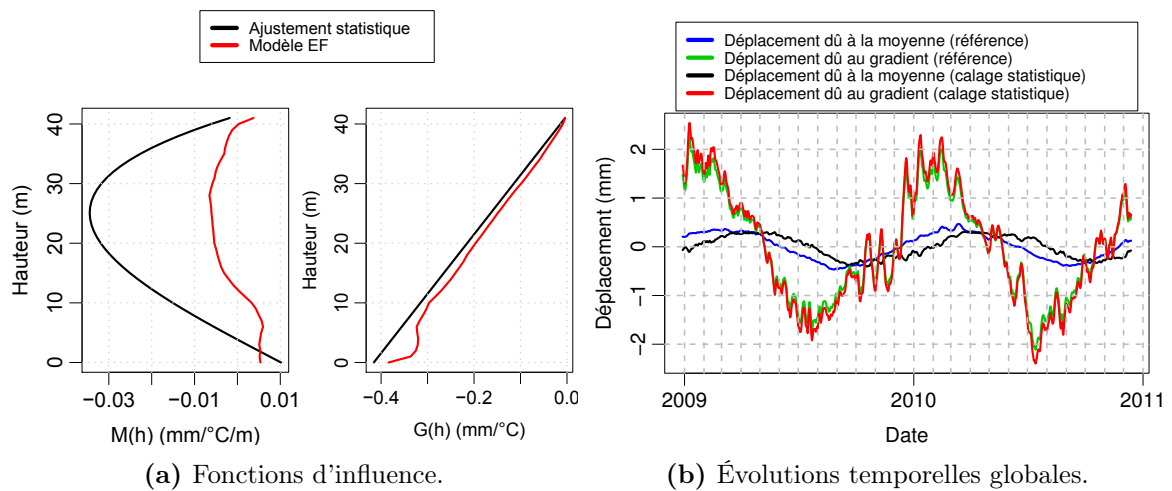


FIGURE 4.35 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 3).

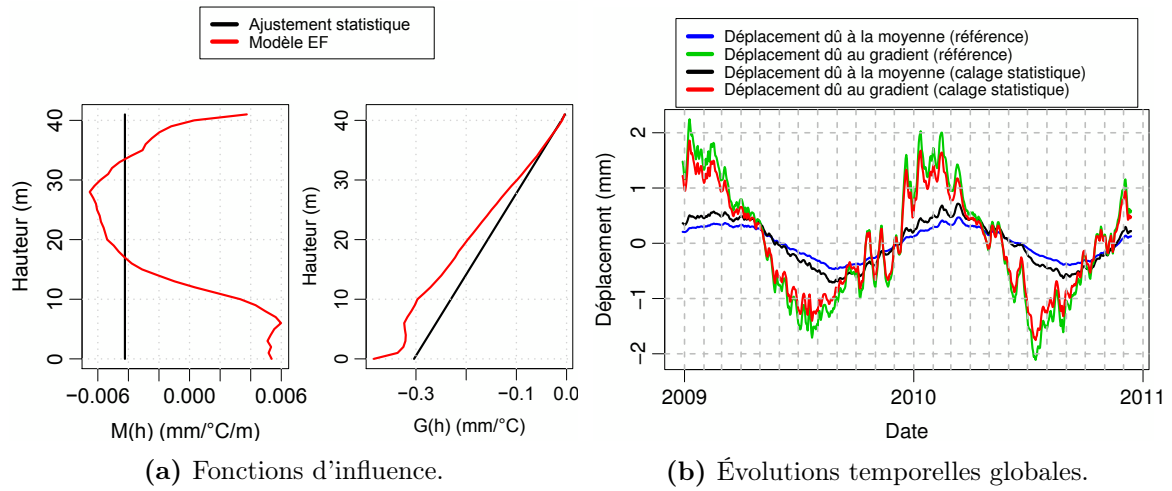


FIGURE 4.36 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 4).

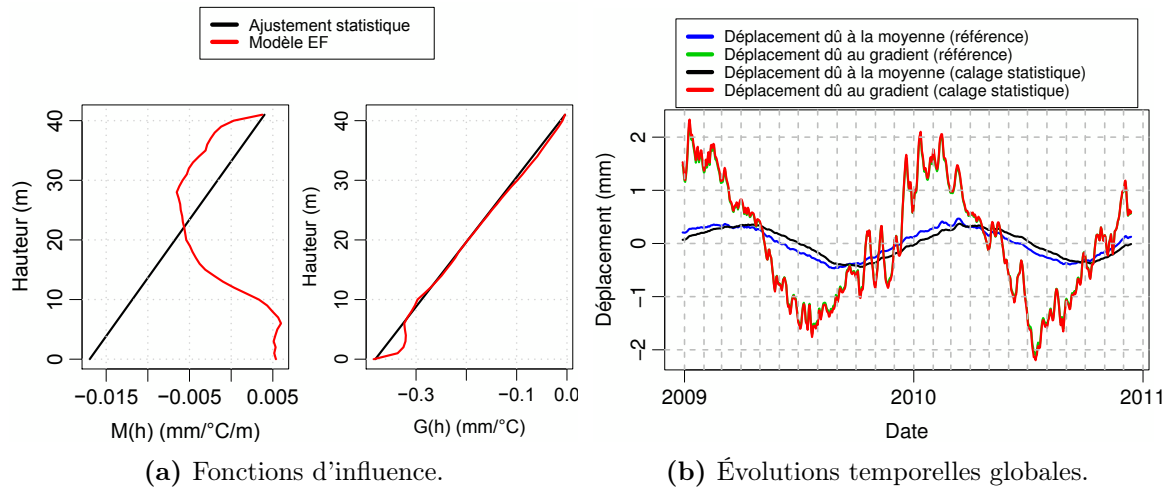


FIGURE 4.37 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 5).

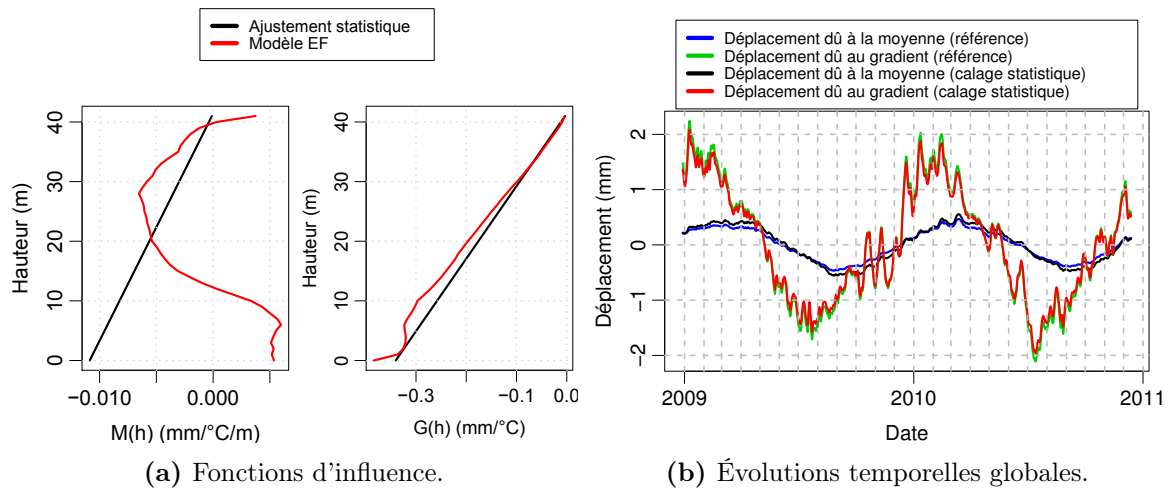


FIGURE 4.38 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 6).

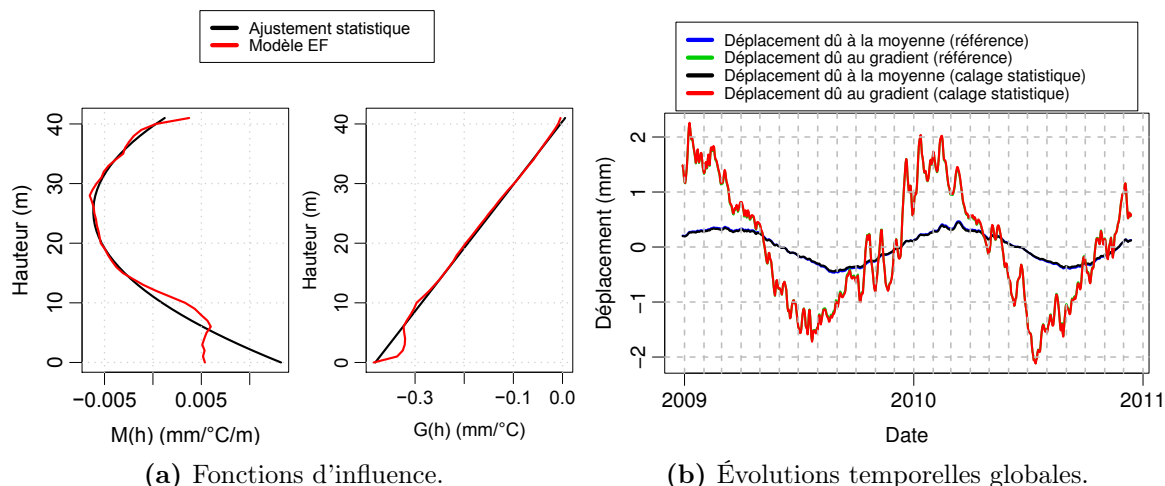


FIGURE 4.39 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence ($d_g = 1 \mid d_m = 2$). Ajustement sur les déplacements calculés par l'approche du théorème de réciprocité.

Utilisation des températures calculées par un modèle 1D

Afin de se rapprocher de l'étude d'un cas réel, pour lequel le champ thermique dans l'ouvrage n'est pas connu à l'avance, le modèle se doit de prendre en compte non seulement le passage de la température au déplacement, mais également l'estimation du champ thermique. Ainsi, le modèle statistique est basé sur l'approche 1D pour reconstituer les champs thermiques par tranches à partir des conditions aux limites.

Le modèle multi-tranche avec les températures calculées par un modèle 1D est un peu différent de celui de la section précédente. La température moyenne (le gradient thermique) de chaque tranche est décomposée en une composante saisonnière $T_{M,S}$ ($T_{G,S}$) et un écart ΔT_M (ΔT_G) à cette composante saisonnière. Les déplacements induits par les composantes saisonnières de la température moyenne et du gradient thermique sont pris en compte dans une fonction saisonnière. La formulation du modèle (sans les contraintes $M(h) = 0$ ou $G(h) = 0$) est alors donnée par l'équation suivante :

$$\delta_{th} = f(S) + \sum_{i=0}^{d_m} M_i \cdot \int_H \Delta T_M \cdot h^i dh + \sum_{i=0}^{d_g} G_i \cdot \int_H \Delta T_G \cdot h^i dh \quad (4.27)$$

Les variables retardées ΔT_M et ΔT_G de chaque tranche sont calculées à partir des températures désaisonnalisées amont ΔT_{am} et aval ΔT_{av} des tranches correspondantes. La température aval est la température de l'air pour l'ensemble des tranches. La température amont d'une tranche donnée est, quant à elle, égale à celle de l'air lorsque la tranche est située au-dessus de la retenue et à celle de l'eau (à la profondeur correspondante) lorsque la tranche est située sous la cote de retenue. Le calcul thermique est effectué sur chaque tranche par l'approche unidimensionnelle (voir section 2.4). La longueur L de chaque tranche est fixée par la géométrie de l'ouvrage et la diffusivité a est un paramètre statistique ajusté par le modèle (elle est identique pour chacune des tranches). Les variables ΔT_M et ΔT_G sont alors calculées à partir des formulations de récurrence (équations (2.71) et (2.72)).

En premier lieu, il est intéressant de noter qu'en imposant les fonctions d'influence exactes (l'ajustement statistique ne concerne que la fonction saisonnière $f(S)$ et le paramètre de dif-

fusivité thermique a), alors la dispersion atteint 1,53%. Bien que l'on fait une hypothèse supplémentaire (transfert thermique unidimensionnel), ce niveau de dispersion est inférieur à celui que l'on avait dans la section précédente (températures extraites du modèle EF) en imposant les fonctions d'influence exactes (cette dispersion était de 1,94%). Cela s'explique par le fait que l'on utilise ici une fonction saisonnière qui permet d'expliquer une grande part de l'écart que l'on a entre les déplacements calculés par la méthode des éléments finis et ceux obtenus par l'approche basée sur le théorème de réciprocité thermo-élastique. En effet, en appliquant le modèle avec fonction saisonnière (équation 4.27) et utilisant les températures extraites du modèle EF, alors le niveau de dispersion décroît à la valeur de 0,54%. Le biais introduit par l'hypothèse de transfert thermique unidimensionnel, bien qu'introduisant une erreur relativement faible sur les déplacements (voir section 2.4.1), est tout de même responsable d'un point de dispersion. En sachant que l'optimum statistique est pratiquement atteint (dispersion de 4% pour le modèle HSTT et 1% pour le modèle HST-Grad), rendre le modèle plus physique, via l'introduction de contraintes supplémentaires, ne se fera qu'au détriment d'une légère augmentation de la dispersion.

Le modèle a malgré tout été testé avec plusieurs variantes (voir tableau 4.2).

N° de la variante du modèle	Description			Dispersion (%)	Figure des influences
	Degré du polynôme approchant la fonction d'influence du gradient (d_g)	Degré du polynôme approchant la fonction d'influence de la moyenne (d_m)	Conditions aux limites des fonctions d'influence		
1	2	2	-	0,73	4.40
2	1	2	-	1,24	4.41
3	1	2	$G(h) = 0$	1,26	4.42
4	1	2	$G(h) = M(h) = 0$	1,29	4.43
5	0	0	-	2,32	4.44
6	0	1	$G(h) = 0$	1,43	4.45

TABLE 4.2 – Description des variantes du modèle multi-tranche avec forme imposée des fonctions d'influence testées sur la simulation 3 de la modélisation 2D.

On constate tout d'abord que l'utilisation des températures calculées par l'approche 1D entraîne une augmentation significative de la dispersion par rapport au modèle utilisant les températures extraites du modèle EF (pour le modèle avec $d_g = 2$ et $d_m = 2$, la dispersion passe ainsi de 0,11% à 0,73%). En effet, le moindre biais introduit par les hypothèses du modèle (ici l'hypothèse du transfert thermique 1D) provoque une certaine dispersion. Pour compenser ce biais, et réduire au maximum la dispersion, le modèle va alors utiliser toute sa liberté d'ajustement pour déterminer des formes de fonctions d'influence qui ne sont pas physiques. Ainsi pour les 4 variantes testées (avec plus ou moins de contraintes), la dispersion arrive à passer sous le seuil de 1,53% par l'ajustement de fonctions d'influence non physiques.

On peut noter que pour compenser le biais introduit par le calcul 1D des températures, la fonction d'influence du gradient thermique prend une forme qui n'est plus linéaire. En effet, en limitant cette fonction d'influence au degré 1 ($d_g = 1$) avec la variante 2, la dispersion augmente

significativement par rapport à la variante 1 (de 0,73% à 1,24%), alors qu'avec l'utilisation des températures extraites du calcul EF, la dispersion n'évolue pas avec l'ajout de cette contrainte (de 0,1139% à 0,1176%).

Par ailleurs, l'ajout de contraintes supplémentaires avec les variantes 3 et 4 ne modifie que très peu la dispersion et les fonctions d'influence estimées. Néanmoins, quel que soit le niveau de contraintes utilisé, les évolutions temporelles sont globalement bien séparées, même si les bonnes évolutions ne sont pas parfaitement retrouvées. Les évolutions sont beaucoup plus éloignées de la physique qu'avec l'utilisation des températures extraites du modèle EF (voir figures 4.33b à 4.38b) et à peu près au même niveau que le modèle HST-Grad (figure 4.22a). Le biais introduit par le calcul 1D est alors relativement important par rapport à la finesse de ce que l'on recherche.

Il est également intéressant de voir que la variante 5 du modèle donne une dispersion beaucoup plus importante que le modèle HST-Grad (2,32% contre 1%). Ces deux modèles sont comparables, car ils ont le même nombre de variables explicatives. L'un fait l'hypothèse d'uniformité des températures (moyenne et gradient) sur la hauteur de l'ouvrage (modèle HST-Grad) et l'autre l'hypothèse d'uniformité des influences sur la hauteur de l'ouvrage (modèle multi-tranche avec $d_g = d_m = 0$). L'hypothèse d'uniformité des influences est donc plus forte, pour cet ouvrage, que celle d'uniformité des températures, aussi bien en terme de dispersion que de séparation des influences (figure 4.44).

Enfin, la variante 6 du modèle permet d'estimer au mieux l'effet du gradient thermique. Néanmoins, malgré une très bonne identification de la fonction d'influence, un écart subsiste sur l'évolution temporelle globale, due à l'hypothèse du transfert thermique unidimensionnel. Par ailleurs, on constate que l'effet de la température moyenne est surestimé.

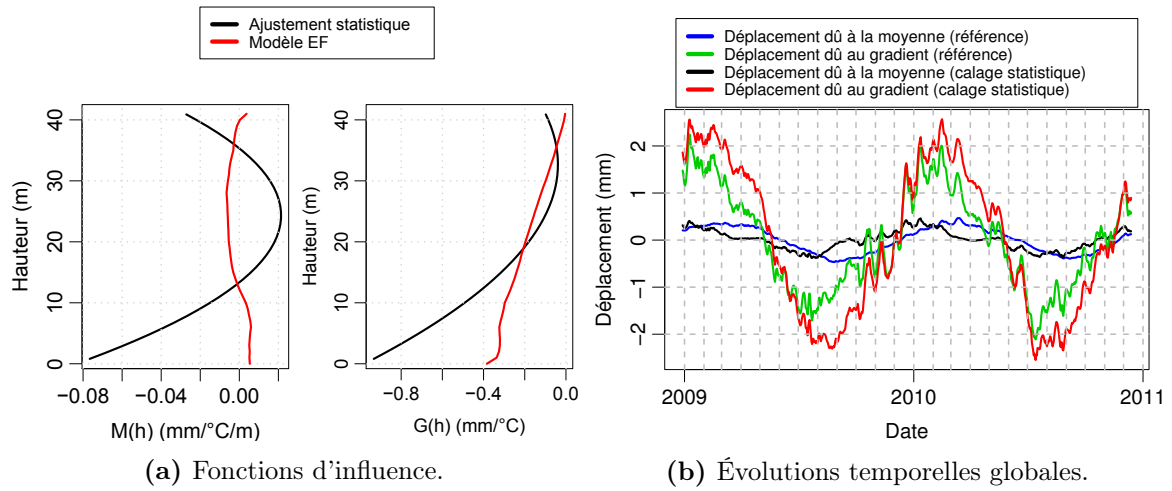


FIGURE 4.40 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 1).

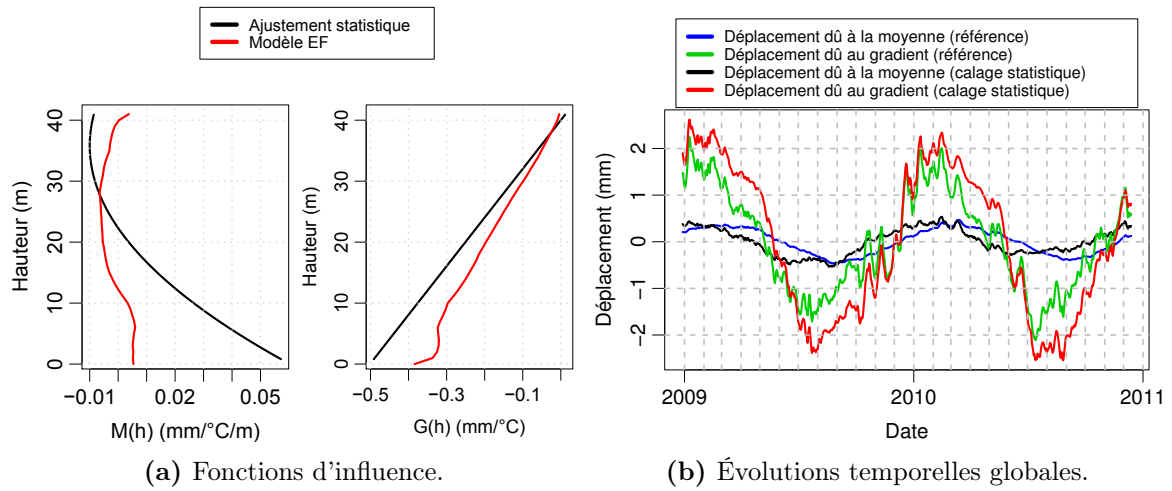


FIGURE 4.41 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 2).

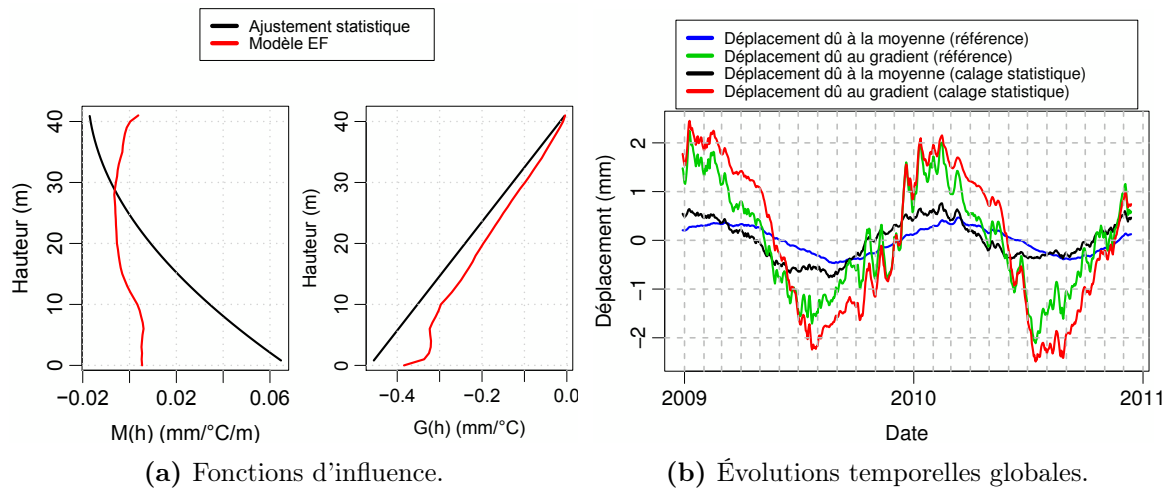


FIGURE 4.42 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 3).

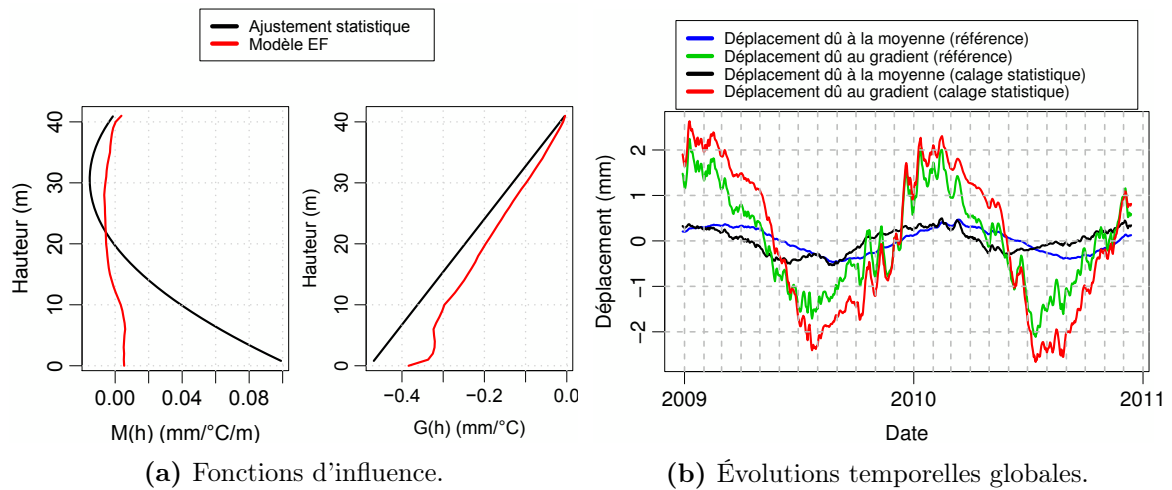


FIGURE 4.43 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 4).

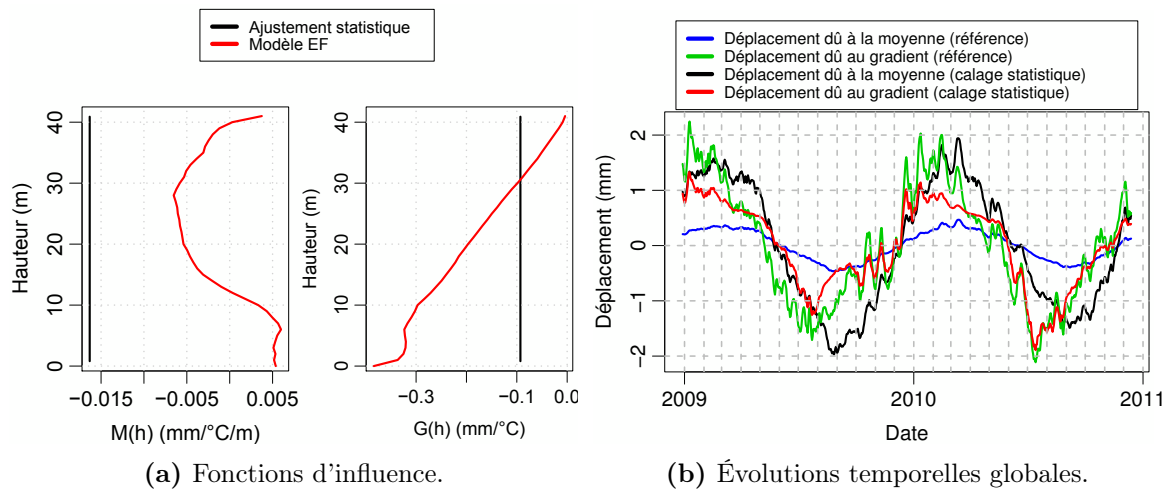


FIGURE 4.44 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 5).

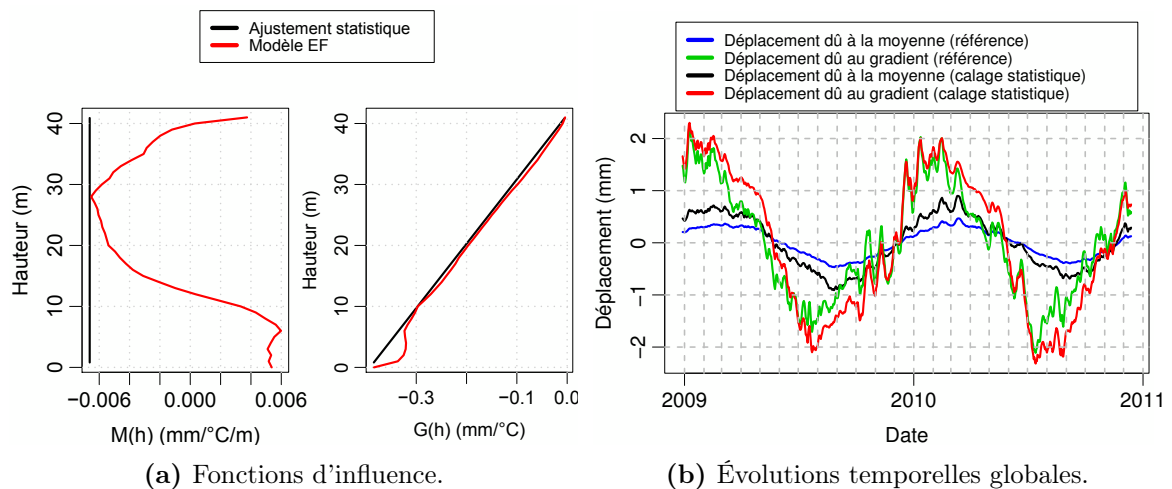


FIGURE 4.45 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 6).

4.6.4.2 Application au cas heuristique 3D

Intéressons-nous à présent à l'application du modèle multi-tranche sur la simulation 3 de la modélisation 3D. Regardons, pour commencer, les niveaux de dispersion du modèle lorsqu'on impose les fonctions d'influence exactes. Comme précédemment pour la modélisation 2D, on distingue 3 cas :

1. *Températures extraites du modèle EF.* Dans ce cas-là, il n'y pas d'ajustement statistique. Le niveau de dispersion est de 2,04%. Malgré l'hypothèse supplémentaire d'uniformité de la température le long des arcs et une discrétisation plus « lâche » (seulement 7 élévations), ce niveau de dispersion est comparable avec celui obtenu pour la modélisation 2D (1,94%).
2. *Températures extraites du modèle EF et utilisation d'une fonction saisonnière.* L'ajustement concerne uniquement la fonction saisonnière. Celle-ci permet d'expliquer une grande partie de l'écart entre les déplacements EF et les déplacements calculés par l'approche du théorème de réciprocité, puisque la dispersion tombe à 0.48%. Là encore, le niveau de dispersion est comparable à celui obtenu pour la modélisation 2D (0,54%).
3. *Températures calculées par modèle 1D et utilisation d'une fonction saisonnière.* Dans ce cas, l'ajustement concerne la fonction saisonnière $f(S)$ et le paramètre de diffusivité thermique a . La dispersion obtenue est de 1,92% et est plus importante que pour la modélisation 2D (1,53%). L'hypothèse de transfert thermique 1D est alors responsable d'environ 1,5 point de dispersion.

Utilisation des températures extraites du modèle EF

Le modèle a été testé avec plusieurs variantes (voir tableau 4.3). À noter que la contrainte $M(H) = 0$ n'a plus de sens pour la modélisation 3D d'un barrage-voûte puisqu'une évolution de la température moyenne en crête de l'ouvrage joue un rôle sur le déplacement par l'effet d'arc.

N° de la variante du modèle	Description		Dispersion (%)	Figure des influences
	Degré du polynôme approchant la fonction d'influence du gradient (d_g)	Degré du polynôme approchant la fonction d'influence de la moyenne (d_m)		
1	2	2	0,25	4.46
2	1	1	0,32	4.47
3	0	0	2,24	4.48
4	2	1	0,31	4.49

TABLE 4.3 – Description des variantes du modèle multi-tranche avec forme imposée des fonctions d'influence testées sur la simulation 3 de la modélisation 3D.

Dans le cas de l'utilisation des températures extraites du modèle EF, une dispersion inférieure au seuil de 2,04% est synonyme d'un ajustement non physique des fonctions d'influence. C'est effectivement ce que l'on retrouve sur l'ensemble des variantes testées. Seule la variante 3 présente une dispersion supérieure au seuil, mais les contraintes imposées ($d_g = d_m = 0$) sont trop fortes pour pouvoir approcher précisément les fonctions d'influence. Pour les 3 autres variantes, on trouve des niveaux de dispersion très faible (voir tableau 4.3), ce qui signifie que, quel que soit

le niveau de contrainte, le modèle arrive à se réajuster pour retrouver un niveau de dispersion aux alentours de 0,3%. Enfin, il est intéressant de constater, comme pour la modélisation 2D, que malgré des fonctions d'influence mal ajustées, les évolutions temporelles globales sont bien estimées et les deux effets sont bien séparés. On peut aussi noter que la fonction d'influence de la température moyenne est plutôt bien estimée, quelle que soit la variante utilisée (hormis la variante 3 puisque $d_m = 0$).

Par ailleurs, comme pour la modélisation 2D, en cherchant à expliquer non plus les déplacements EF, mais les déplacements calculés par le théorème de réciprocité alors on retrouve parfaitement les influences que ce soit à l'échelle des tranches (fonctions d'influence) ou de l'ensemble de la structure (évolutions temporelles globales) (figure 4.50). En effet, dans ce cas le seuil de dispersion physique est de 0% et le modèle peut alors s'ajuster au plus près des fonctions influence physiques sans avoir besoin de les distordre pour compenser un biais introduit par les hypothèses de la modélisation statistique.

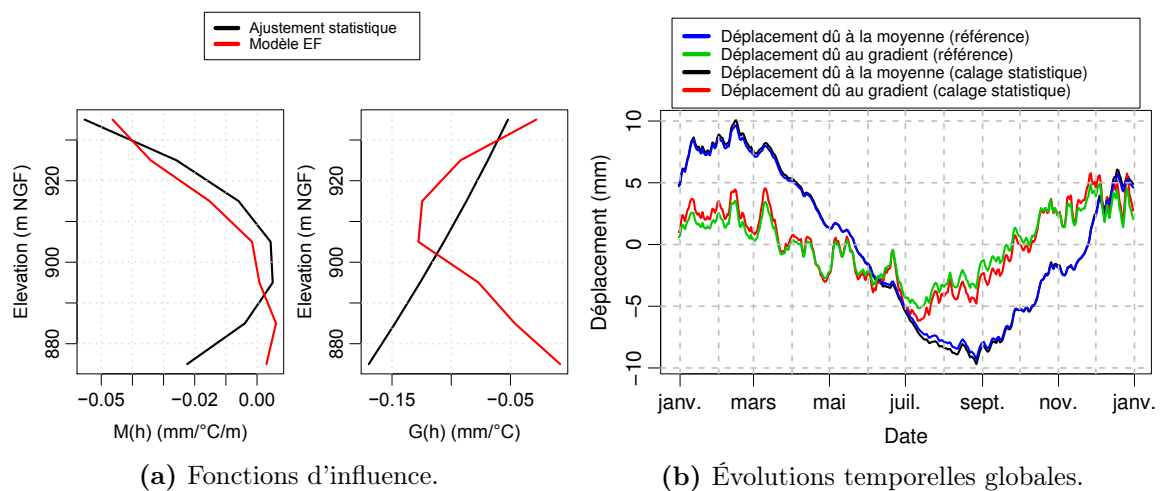


FIGURE 4.46 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 1).

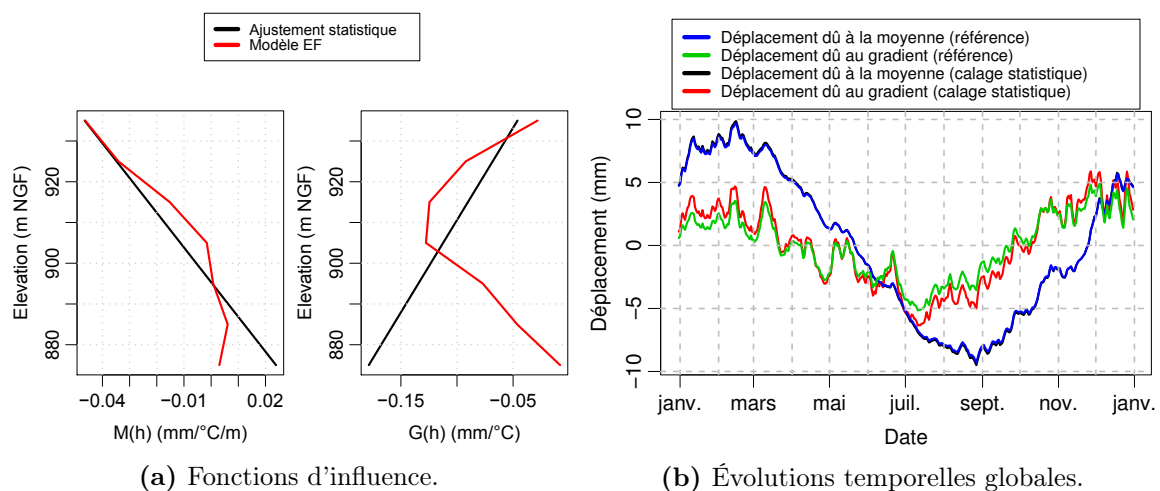


FIGURE 4.47 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 2).

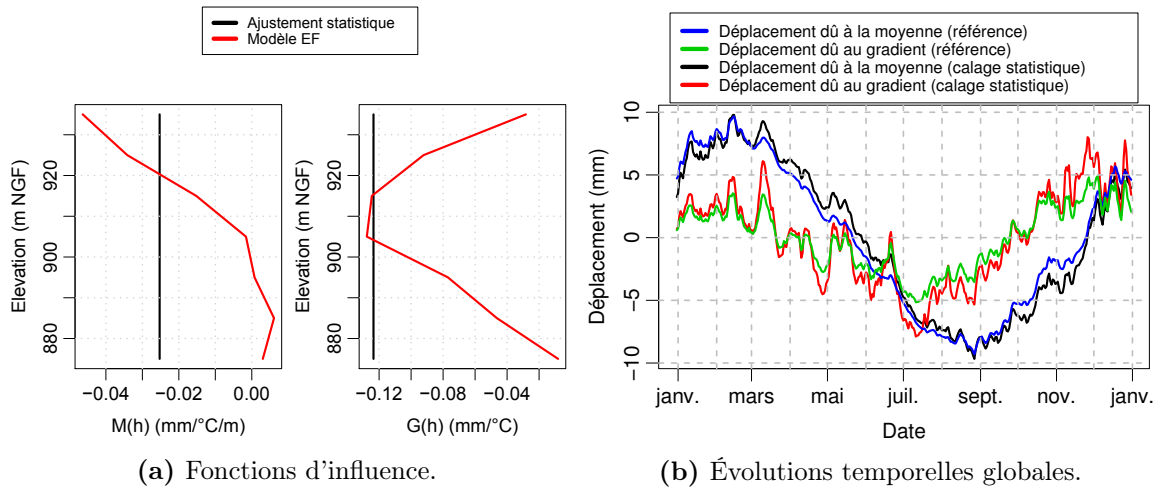


FIGURE 4.48 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 3).

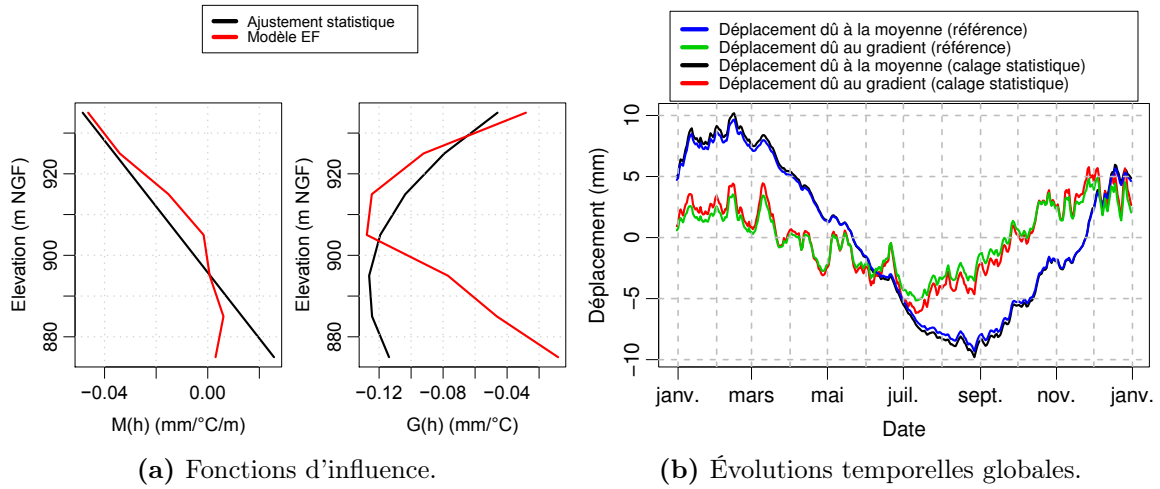


FIGURE 4.49 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 4).

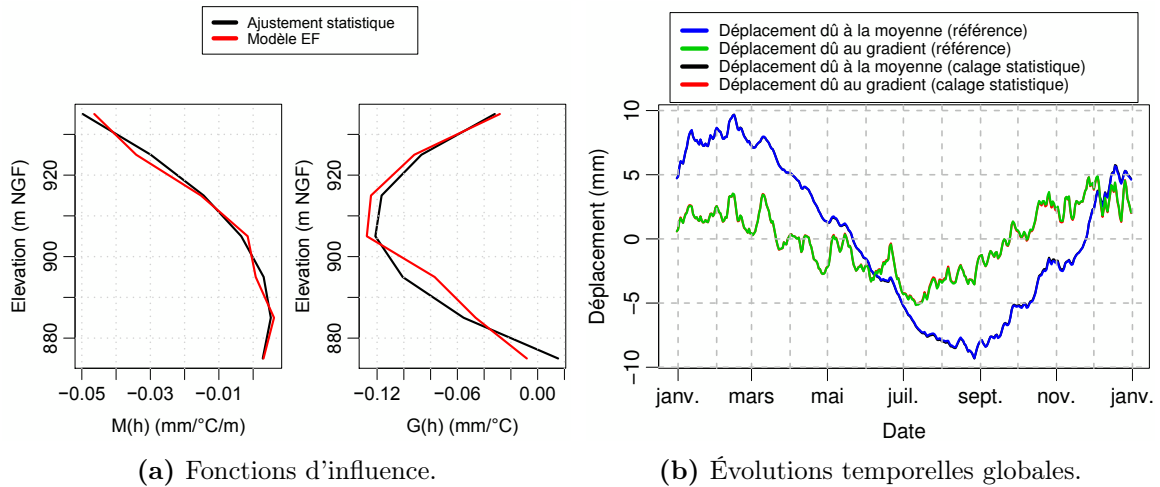


FIGURE 4.50 – Influences de la température (moyenne et gradient). Modèle MT ($d_m = d_g = 2$). Ajustement sur les déplacements du théorème de réciprocité.

Utilisation des températures calculées par un modèle 1D

Pour rappel, sur cette simulation, le modèle HSTT présente une dispersion de 1,45% et le modèle HST-Grad de 0.95% (voir figure 4.20b). La dispersion de ces modèles est déjà en dessous du seuil de dispersion « physique » de 1,92%, c'est-à-dire que l'on ne pourra pas réduire leur dispersion tout en améliorant l'identification des influences. Autrement dit, une diminution de la dispersion s'accompagnera forcément de l'identification de fonctions d'influence non physiques. Une bonne identification des évolutions temporelles globales peut néanmoins être espérée.

Comme pour la modélisation 2D, le modèle appliqué avec les températures calculées par l'approche 1D est basé sur la désaisonnalisation des conditions aux limites de chaque tranche et sur l'utilisation d'une fonction saisonnière (voir équation (4.27)). Le modèle a été testé avec plusieurs variantes (voir tableau 4.4 et figures 4.51 à 4.55).

N° de la variante du modèle	Description			Dispersion (%)	Figure des influences
	Degré du polynôme approchant la fonction d'influence du gradient (d_g)	Degré du polynôme approchant la fonction d'influence de la moyenne (d_m)	Conditions aux limites des fonctions d'influence		
1	2	2	-	0,93	4.51
2	1	1	-	0,93	4.52
3	0	0	-	1,05	4.53
4	2	2	$M(0) = G(0) = G(H) = 0$	0.99	4.54
5	2	1	$M(0) = G(0) = G(H) = 0$	1.10	4.55

TABLE 4.4 – Description des variantes du modèle multi-tranche avec forme imposée des fonctions d'influence testées sur la simulation 3 de la modélisation 3D.

La variante 1 du modèle multi-tranche donne à peu près le même résultat que le modèle HST-Grad en terme de dispersion. De plus, en ce qui concerne l'estimation des évolutions temporelles globales, on retrouve à peu près la même chose qu'avec le modèle HST-Grad (voir figure 4.22b). Finalement, le modèle multi-tranche avec cette variante est donc équivalent au modèle HST-Grad. Néanmoins, le modèle HST-Grad est lui plus performant dans le sens, où un seul calcul thermique 1D lui suffit pour arriver à ce résultat lorsque le modèle multi-tranche effectue autant de calcul thermique qu'il y a de tranches. Par ailleurs, le modèle HST-Grad comporte 4 variables explicatives de moins que le modèle multi-tranche dans cette configuration. L'intérêt du modèle multi-tranche est de pouvoir reconstruire les fonctions d'influence sur la hauteur de l'ouvrage (ce que ne peut pas faire le modèle HST-Grad puisqu'il n'est basé que sur une tranche représentative de l'ensemble de l'ouvrage). Or, les fonctions d'influence ne sont pas correctement estimées (figure 4.51a) pour des raisons que l'on a déjà explicitées précédemment.

Néanmoins, la variante 2 du modèle multi-tranche permet de supprimer deux variables explicatives sans diminuer la dispersion. En effet, les fonctions d'influence identifiées par la variante 1 sont quasiment linéaires. On n'observe pas, par ailleurs, de changement sur l'identification des évolutions temporelles globales.

En supprimant encore deux variables explicatives, la variante 3 du modèle multi-tranche se ramène au même nombre de degrés de liberté que le modèle HST-Grad. Dans le modèle HST-Grad, on fait l'hypothèse d'uniformité des températures (moyenne et gradient) sur la hauteur de l'ouvrage. Dans cette variante du modèle multi-tranche, ce sont les fonctions d'influence qui sont supposées uniformes sur la hauteur de l'ouvrage. La dispersion augmente légèrement (1,05%), signifiant que le modèle est moins performant que le modèle HST-Grad (en terme de dispersion). Néanmoins, une amélioration de la détermination des évolutions temporelles globales est constatée. Pour augmenter le caractère physique du modèle, il faut alors accepter d'avoir une dispersion plus importante.

Enfin, les variantes 4 et 5 considèrent des contraintes supplémentaires sur la valeur des fonctions d'influence à la base et à la crête de l'ouvrage ($M(0) = G(0) = G(H) = 0$). En procédant ainsi, 3 variables explicatives sont supprimées (une par contrainte). Le niveau de dispersion pour les deux variantes reste du même ordre que les variantes précédentes, mais ces contraintes supplémentaires permettent de mieux estimer les fonctions d'influence (notamment pour la variante 5), et par conséquent les évolutions temporelles globales. La variante du modèle multi-tranche qui permet de mieux estimer les influences (variante 5) est celle qui présente la dispersion la plus forte. Cette variante possède d'ailleurs le même nombre de variables explicatives que la variante 3 et que le modèle HST-Grad.

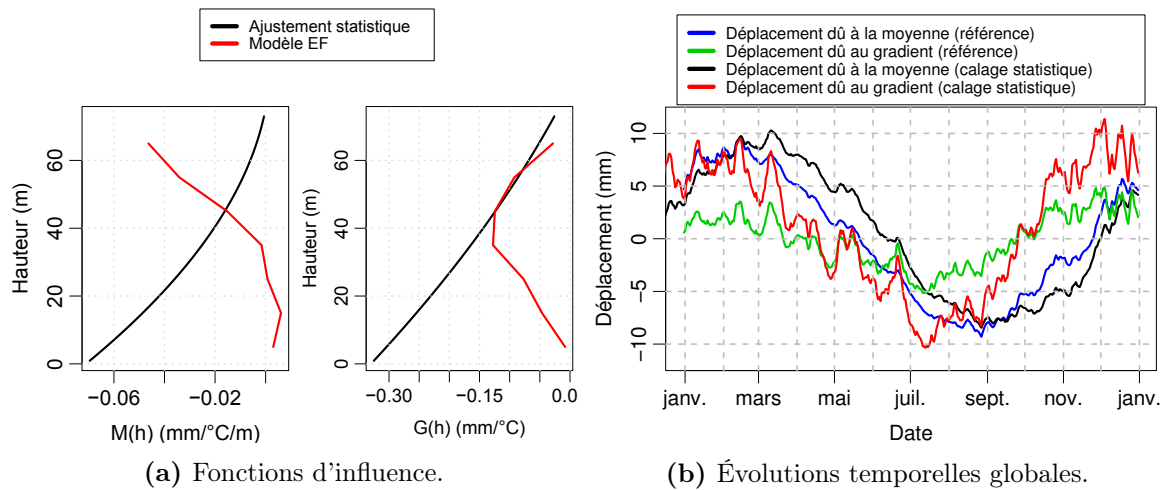


FIGURE 4.51 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 1).

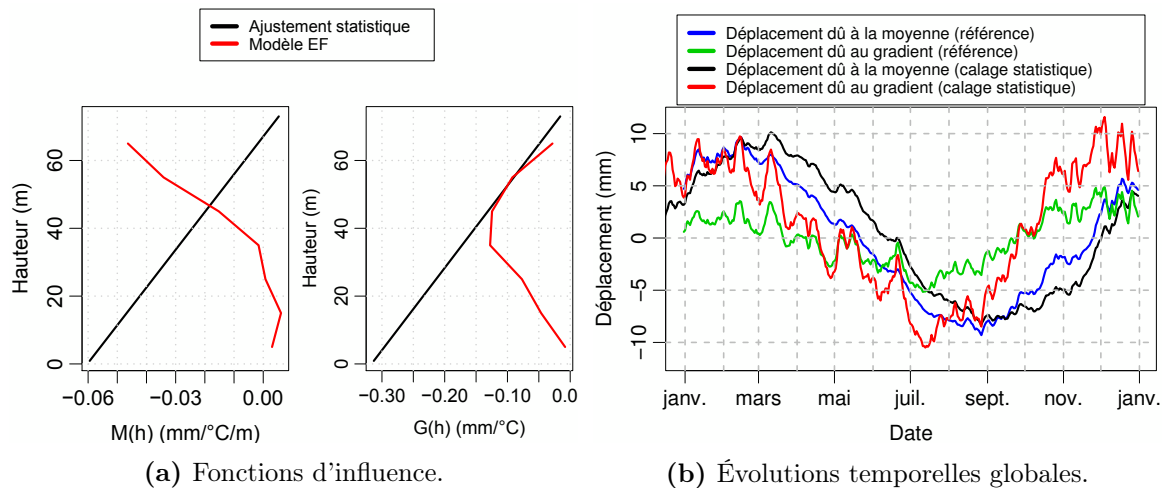


FIGURE 4.52 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 2).

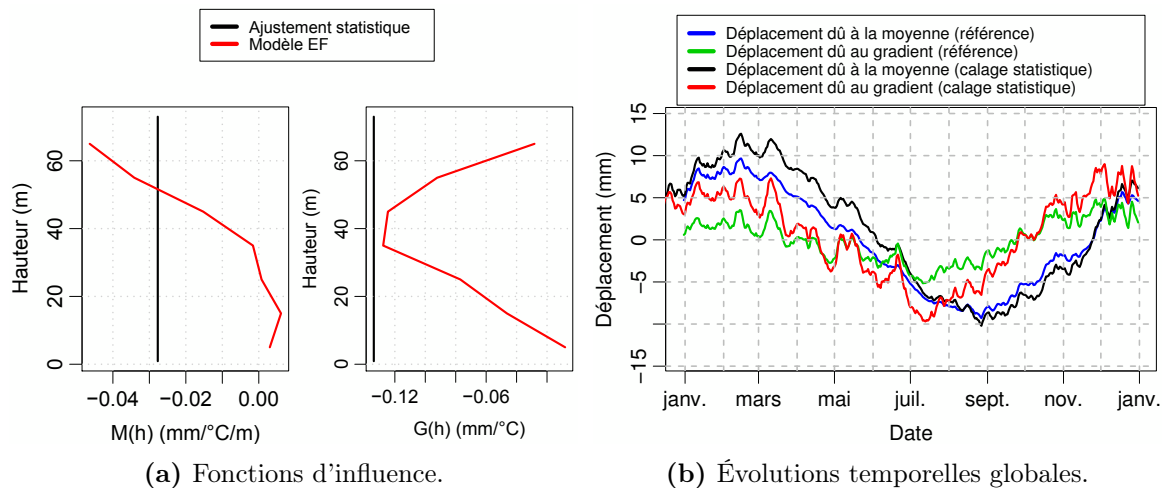


FIGURE 4.53 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 3).

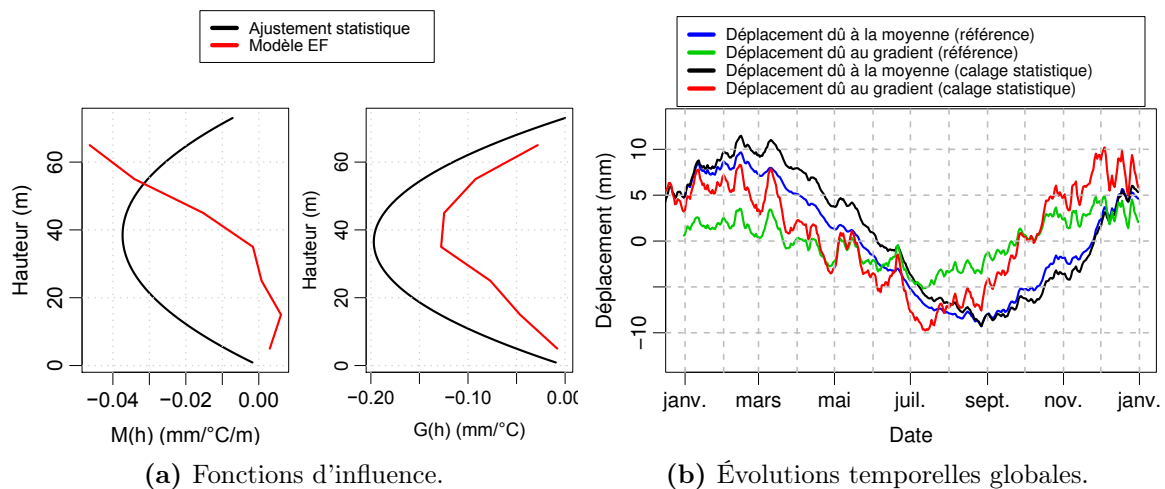


FIGURE 4.54 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 4).

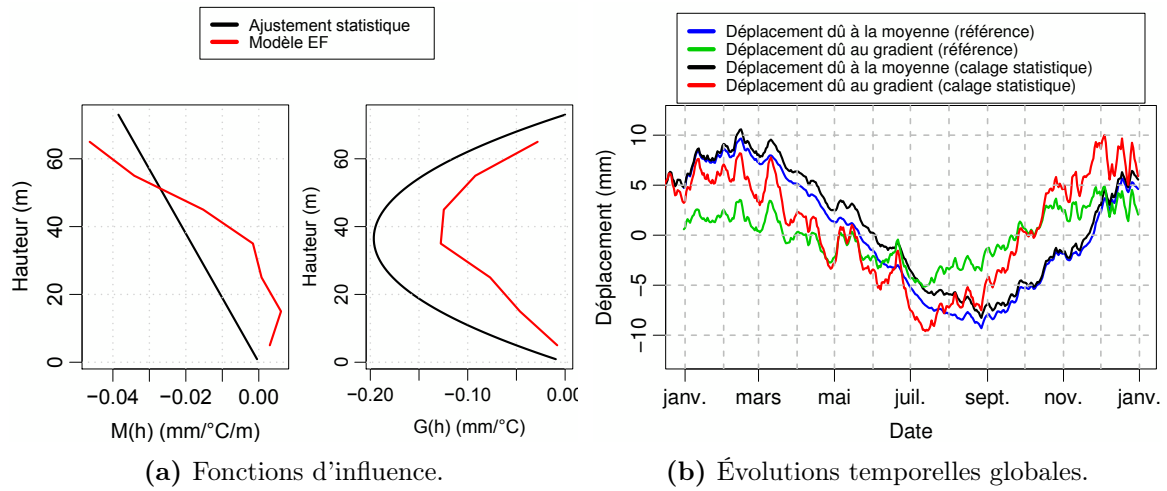


FIGURE 4.55 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle MT avec forme imposée des fonctions d'influence (variante 5).

4.7 Conclusion

En s'appuyant sur un cadre théorique présenté au chapitre 2, ce chapitre a permis de clarifier les hypothèses du modèle HSTT, et de construire de nouveaux modèles statistiques. Du fait des hypothèses sur lesquelles le cadre théorique est fondé (théorème de réciprocité, calcul thermique 1D, etc.), il existe nécessairement un écart plus ou moins important entre les déplacements estimés et les déplacements à expliquer. Ainsi, un modèle parfaitement déterministe construit sur ce cadre théorique présente, même en utilisant des données d'entrée parfaitement exactes, un certain niveau de dispersion résiduelle. Les modèles physico-statistiques, eux-mêmes basés sur ce cadre théorique, peuvent présenter un niveau de dispersion plus faible du fait de leurs degrés de liberté d'ajustement, signifiant alors qu'ils s'éloignent de la physique du cadre sur lequel ils ont été bâtis.

La première piste d'amélioration étudiée consiste à mieux prendre en compte l'influence de la température de l'air par l'ajout de termes supplémentaire dans la réponse impulsionnelle. Il a été vu que les données d'entrée du modèle sont une source de dispersion très importante, et certainement la première sur laquelle travailler pour réduire la dispersion du modèle HSTT. Ainsi une donnée de température de l'air fiable et à proximité du barrage permet un gain significatif de dispersion en comparaison à des données plus éloignées qui ne correspondent pas parfaitement aux températures ressenties par l'ouvrage. Lorsque la donnée est suffisamment précise, c'est-à-dire que les variations rapides de la température correspondent bien à ce que ressent l'ouvrage, alors l'ajout de termes supplémentaires dans les réponses impulsionnelles peut permettre d'améliorer la précision du calcul thermique unidimensionnel et par voie de conséquence du déplacement. Lorsque les variations rapides de température de la donnée d'entrée sont trop éloignées de ce que ressent l'ouvrage, alors l'ajout de termes supplémentaires à la réponse impulsionnelle accorde trop d'importance à ces sollicitations rapide dans l'estimation du champ thermique et peut dégrader la solution (en terme d'estimation du déplacement) ou du moins ne pas l'améliorer.

Par la suite, en se basant sur les sources de dispersion identifiées au chapitre 3, la prise en compte dans la modélisation statistique de la température de l'eau et du couplage avec la cote de retenue a été étudiée. Deux modèles statistiques ont alors été développés. Le premier, appelé HST-Grad, est très proche du modèle HSTT, il intègre simplement l'effet du gradient thermique induit par la température de l'eau et améliore la prise en compte des conditions aux limites du parement amont en tenant compte des variations de la retenue. Le deuxième modèle, appelé multi-tranche (MT), est plus complexe, car il intègre la géométrie de l'ouvrage, et permet de tenir compte des non-uniformités sur la hauteur (non-uniformité des conditions aux limites, non-uniformité de l'inertie thermique, et non-uniformité de la température moyenne et du gradient thermique).

Le modèle HST-Grad permet un gain significatif de dispersion par rapport au modèle HSTT et permet ainsi de bien prendre en compte l'effet de la température de l'eau. Concernant l'effet induit par les variations de la cote de retenue, si celui-ci est bien pris en compte dans le cas du barrage-poids, le modèle a plus de difficulté à l'appréhender dans le cas du barrage-voûte. Par ailleurs, le modèle HST-Grad semble assez performant pour séparer les évolutions temporelles globales des déplacements induits par la température moyenne et le gradient thermique. Néanmoins, du fait de l'hypothèse de transfert thermique 1D, il n'est pas possible de retrouver parfaitement ces influences.

Concernant le modèle multi-tranche, celui-ci n'est pas forcément meilleur que le modèle HST-Grad en terme de dispersion. Il peut permettre de diminuer la dispersion résiduelle, mais à la condition de s'éloigner de la physique du cadre théorique. Il possède suivant les variantes plus ou moins de variables explicatives et peut donc présenter, dans certains cas, une plus grande liberté d'ajustement qui lui permet de compenser les écarts existants entre les déplacements que l'on cherche à expliquer et ceux que l'on peut obtenir avec un modèle déterministe basée sur le même cadre théorique. Ainsi, l'erreur commise par le calcul unidimensionnel des champs thermiques peut, par exemple, être en partie compensée par l'ajustement de fonctions d'influence qui s'éloignent des fonctions physiques. Ce modèle peut alors présenter un risque d'instabilité plus grande que le modèle HST-Grad qui peut nuire à son utilisation en extrapolation. Néanmoins, dans ces variantes les plus contraintes, le modèle multi-tranche permet d'améliorer la physique de la modélisation statistique. Il convient alors de bien maîtriser les contraintes imposées et d'accepter une dispersion résiduelle plus grande.

On peut alors se poser la question de l'objectif du modèle statistique : doit-il à tout prix réduire la dispersion au risque de perdre son caractère physique ou alors doit-il être le plus physique possible quitte à perdre en dispersion ? Le modèle le plus physique possible n'étant pas celui qui répond parfaitement au cadre théorique (lequel est basé sur un certain nombre d'hypothèses), il convient alors de laisser une certaine liberté d'ajustement au modèle, mais celle-ci doit rester maîtrisée.

Chapitre 5

Application sur les données réelles du barrage de Puylaurent

Sommaire

5.1	Introduction	170
5.2	Importance de la mesure locale de la température de l'air	170
5.3	Instrumentation de la température de l'eau	172
5.3.1	Présentation de l'instrumentation	172
5.3.2	Profils mesurés	173
5.4	Applications des nouveaux modèles	175
5.4.1	Problématiques liées à la période d'analyse	175
5.4.2	Description des modèles testés	178
5.4.3	Analyse des résultats	180
5.4.3.1	Le modèle avec fonctions d'influence imposées	182
5.4.3.2	Le modèle HST-Grad	183
5.4.3.3	Les modèles multi-tranches avec formes imposées des fonctions d'influence	183
5.4.3.4	Les modèles multi-tranche avec ACP	185
5.4.3.5	Le modèle mixte (formes imposées des fonctions d'influence et ACP)	188
5.5	Déploiement sur d'autres ouvrages	190
5.6	Conclusion	192

5.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est d'observer le comportement des modèles proposés au chapitre précédent sur des données réelles de déplacements mesurés sur le barrage de Puylaurent. Dans une première partie, l'influence de la mesure de température de l'air et du nombre de termes de la réponse impulsionnelle sera étudiée pour le modèle HSTT. L'apport induit par utilisation de données de température horaire sera également analysé. Dans un second temps, un système de mesure de la température de l'eau, mis en place dans la retenue du barrage lors de ces travaux de thèse, sera présenté. Ce système, qui a par ailleurs servi au calage du modèle aux éléments finis (chapitre 3), permet de disposer de données de température d'eau fiable pour l'application des nouveaux modèles, cette température étant l'une de leurs données d'entrée. Enfin, la dernière partie du chapitre est consacrée à l'analyse des modèles HST-Grad et Multi-Tranche qui ont été développés au chapitre précédent et qui seront confrontés dans ce chapitre aux données réelles de déplacements mesurés sur le barrage de Puylaurent.

5.2 Importance de la mesure locale de la température de l'air

L'influence de la mesure de température et du nombre de termes utilisés pour la réponse impulsionnelle a déjà été étudiée sur le cas heuristique du barrage de Puylaurent (section 4.4). Dans cette précédente analyse, le barrage n'étant soumis qu'à la température de l'air, la simulation était proche des hypothèses du modèle HSTT, et celui-ci utilisait exactement le signal de température ressentie par l'ouvrage. Regardons maintenant ce qu'il en est lors de l'application du modèle HSTT sur les données réelles, c'est-à-dire avec toutes les influences autres que la température de l'air et des signaux d'entrée pas exactement identiques à ce que ressent réellement l'ouvrage. À noter que l'on applique ici le modèle complet (avec fonctions hydrostatique et temporelle) et non pas uniquement la partie thermique. La mesure de dispersion est donc exprimée en % comme étant l'écart type des résidus ramené à l'amplitude totale du déplacement (et pas uniquement l'amplitude du déplacement thermique).

L'analyse est effectuée ici sur la période du 01/01/2006 au 01/01/2013 pour le même pendule que pour le cas heuristique (EF 939-885), mais également pour le pendule DE 925-874 (voir figure 3.19), lequel ne monte pas jusqu'en crête de l'ouvrage, mais est également sensible à la mesure de température de l'air. Les 3 mêmes stations que précédemment sont considérées pour l'analyse (voir la carte de la figure 4.18). Par ailleurs, la station de température de Chasserades disposant d'une acquisition au pas horaire, une analyse HSTT à pas horaire a été réalisée. Cette analyse est identique à la précédente, mais la température moyenne n'est plus calculée à pas journalier, mais horaire, c'est-à-dire que l'incrément de temps Δt de la formulation de récurrence (équation (4.7)) est fixé à 1 h. En procédant ainsi, on dispose des valeurs de la température moyenne pour chaque heure de la période d'analyse et on utilise donc dans la régression celles qui correspondent aux heures des mesures de déplacement. Étant donné que les déplacements que peut subir l'ouvrage à l'échelle de la journée peuvent parfois être importants (voir annexe I), cette prise en compte de la température horaire permet de réduire une partie de la dispersion.

La figure 5.1 montre l'évolution de la dispersion du modèle HSTT en fonction du nombre de termes utilisés dans la réponse impulsionnelle pour les différents signaux de température de l'air. On observe pour le signal de température d'Huparlac (c'est la station la plus éloignée du barrage, mais celle qui est utilisée dans la pratique par l'ingénierie pour les analyses HSTT des barrages de la région), qu'après une légère diminution de la dispersion quand on augmente le nombre de termes, un minimum est atteint pour 5 termes, puis la dispersion augmente. L'ajout de termes dans la réponse permet de prendre en compte les variations rapides et les fréquences

élevées du signal de température de l'air. Le signal d'Huparlac étant trop éloigné du barrage, la prise en compte des fréquences trop élevées dégrade la solution, car ces évolutions trop rapides ne correspondent pas à ce que ressent l'ouvrage.

Les températures de Villefort et de Chasserades, plus proches de l'ouvrage, présentent donc des évolutions rapides plus représentatives de celles ressenties par le barrage. Une diminution rapide de la dispersion est alors constatée sur le plot EF pour les premiers termes rajoutés puis cette diminution ralentit pour les termes suivants jusqu'à obtenir un comportement asymptotique. On peut estimer, au vu des courbes obtenues, qu'après une quinzaine de termes, la diminution de dispersion n'est plus significative. Néanmoins, ce nombre de termes optimum doit dépendre de l'ouvrage, de la station de température utilisée ainsi que du pendule analysé. On observe ainsi, pour le pendule du plot DE, une légère augmentation de la dispersion lorsque l'on vient à prendre trop de termes. Cela peut s'expliquer par le fait que le pendule analysé n'allant pas jusqu'en crête, il est un peu moins sensible aux variations rapides de la température de l'air. De la même manière, la dégradation de la dispersion avec le nombre de termes pour la température d'Huparlac est plus visible sur le pendule DE 925-874.

Enfin, il est intéressant de constater que la prise en compte de la température de l'air au pas de temps horaire permet de diminuer la dispersion si l'on considère suffisamment de termes. Ainsi avec moins de 10 termes, cette solution est très légèrement moins bonne que la solution au pas de temps journalier, puis en augmentant le nombre de termes, la réduction de dispersion est plus importante. On remarque par ailleurs que l'on atteint le comportement asymptotique plus tard qu'avec le pas de journalier. En effet, il est maintenant possible de considérer les très hautes fréquences du signal de température de l'air (supérieure à $1/j$), et il faut donc un plus grand nombre de termes pour en tenir compte. Ainsi, pour le pendule du plot EF, la diminution de la dispersion se poursuit au-delà de 50 termes. Pour le pendule du plot DE, moins sensible à ces variations rapides, on peut considérer que l'on atteint un comportement asymptotique pour une vingtaine de termes alors que les signaux journaliers présentent tous une dégradation plus ou moins importante de la dispersion au-delà de 10 termes.

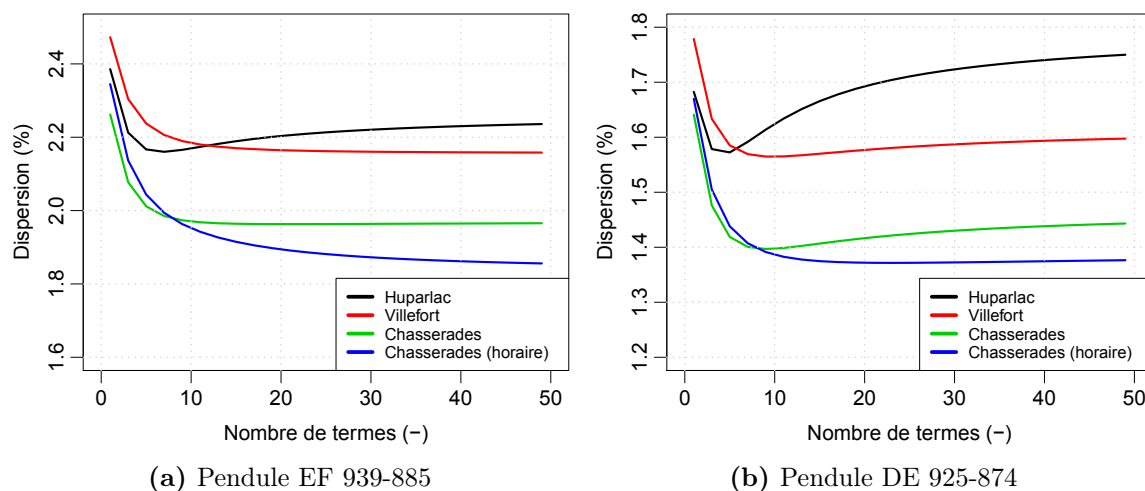


FIGURE 5.1 – Évolution de la dispersion du modèle HSTT avec le nombre de termes utilisé dans la réponse impulsionnelle pour différents signaux de température de l'air.

Afin de pouvoir apporter une amélioration de la modélisation par la prise en compte des variations journalières de température de l'air, il faut que la mesure de température soit fiable,

c'est-à-dire proche de la température ressentie pour le barrage.

5.3 Instrumentation de la température de l'eau

5.3.1 Présentation de l'instrumentation

On a vu au chapitre 3 que la température de l'eau était une source de dispersion importante pour le modèle HSTT et au chapitre 4 que l'on pouvait réduire la dispersion induite par cette source (modèle HST-Grad notamment) à condition de disposer d'une mesure de cette température. Pour tester sur un cas réel les améliorations de la modélisation statistique développées au chapitre 4, la connaissance de la température de l'eau est alors nécessaire. Cette thèse a alors été l'occasion de concevoir et d'installer sur le barrage de Puylaurent une chaîne de mesure de la température de l'eau. Celle-ci est opérationnelle depuis le mois de juillet 2013.

Ce système mesure la température de l'eau dans la retenue à la frontière eau/béton depuis la crête de l'ouvrage (voir figure 5.2). La chaîne de mesure (d'une masse totale de 110 kg) est fixée en crête du plot DE à l'aide d'une console support et descend dans la retenue sur une hauteur de 45 m en étant maintenue verticale à l'aide d'un lest. Elle est constituée d'une gaine tressée métallique dans laquelle sont réparties 8 sondes PT100 4 fils de la cote 935 m à la cote 900 m. Une centrale de mesure installée en crête de l'ouvrage permet d'interroger les 8 sondes avec une fréquence d'acquisition de 1/h. Les températures ainsi mesurées sont alors rapatriées quotidiennement par un système de transmission à distance.

Par ailleurs, une mesure complémentaire de la température à la surface de la retenue a été rajoutée afin de capter les éventuels gradients thermiques qui peuvent se produire sur les premiers mètres lors du réchauffement de la retenue (voir section 2.3.2.5). Cette mesure complémentaire est réalisée par une sonde autonome maintenue quelques centimètres sous la surface de l'eau par un radeau qui suit ainsi les mouvements du plan d'eau (voir figure 5.3).

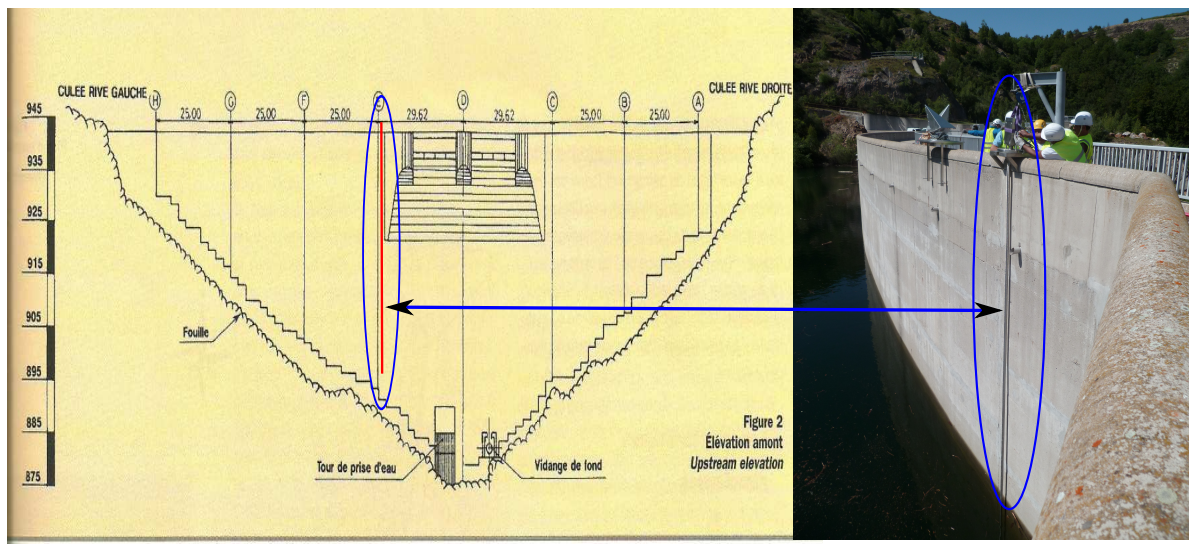


FIGURE 5.2 – Schéma de l'élévation amont du barrage de Puylaurent avec position de la chaîne de mesure de température de l'eau et correspondance avec une photographie lors de l'installation de la canne.

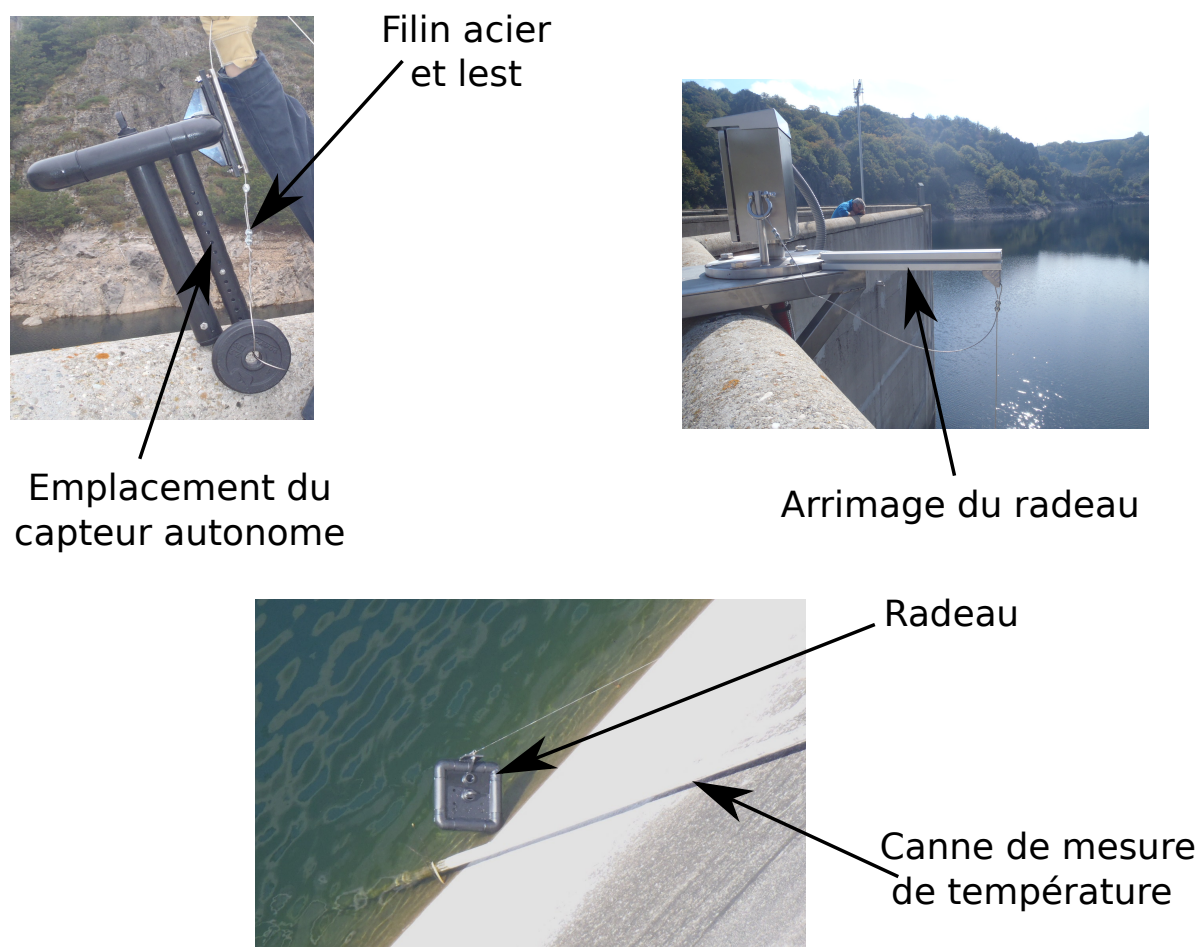


FIGURE 5.3 – Système complémentaire de mesure de température de l'eau. Radeau avec sonde de température autonome embarquée pour une mesure de température de l'eau à la surface.

5.3.2 Profils mesurés

On peut voir sur la figure 5.4 quelques profils de température de l'eau mesurée entre juillet 2013 et juillet 2014. À noter qu'en l'absence de mesures sous la cote 900 m NGF, et pour l'utilisation dans les modèles statistiques, la température a été extrapolée. Elle est alors considérée homogène sous cette cote et égale à la température mesurée à la cote 900 m NGF.

Durant l'été (09/07/2013 et 03/08/2013), on observe des profils de température stratifiés de forme « exponentiel ». La température de surface augmente durant cette période jusqu'à atteindre son maximum au cours du mois d'août. Une fois cette température maximale atteinte, un refroidissement de l'eau est observé en surface qui devenant plus froide que l'eau des couches inférieures (et donc plus dense) se mélange avec elles et forme une couche de température homogène, laquelle devient de plus en plus importante (29/08/2013, 24/09/2013, 20/10/2013). Parallèlement, la température au fond de la retenue continue d'augmenter et atteint un maximum aux alentours de la fin du mois d'octobre. À partir de là, la température de l'eau est complètement homogène sur la hauteur (20/10/2013), et on observe un refroidissement homogène de toute la colonne d'eau de manière très rapide (entre le 20/10/2013 et le 10/12/2013, la température passe de 14°C à 5°C). Lorsque la température de surface atteint la limite de 4°C correspondant à la densité maximale de l'eau (voir figure 2.9), la couche de surface ne se mélange plus aux couches inférieures et une stratification thermique inversée se met en place

(05/01/2014 et 31/01/2014). Néanmoins l'hiver 2013-2014 n'ayant pas été très rigoureux, cette stratification inversée n'est pas très marquée. À partir du mois de février, l'eau de surface commence à se réchauffer et la stratification thermique se reforme. On peut alors remarquer que le réchauffement de la retenue est beaucoup plus long que son refroidissement. En effet, le refroidissement est favorisé par le brassage des couches induit par le jeu des densités.

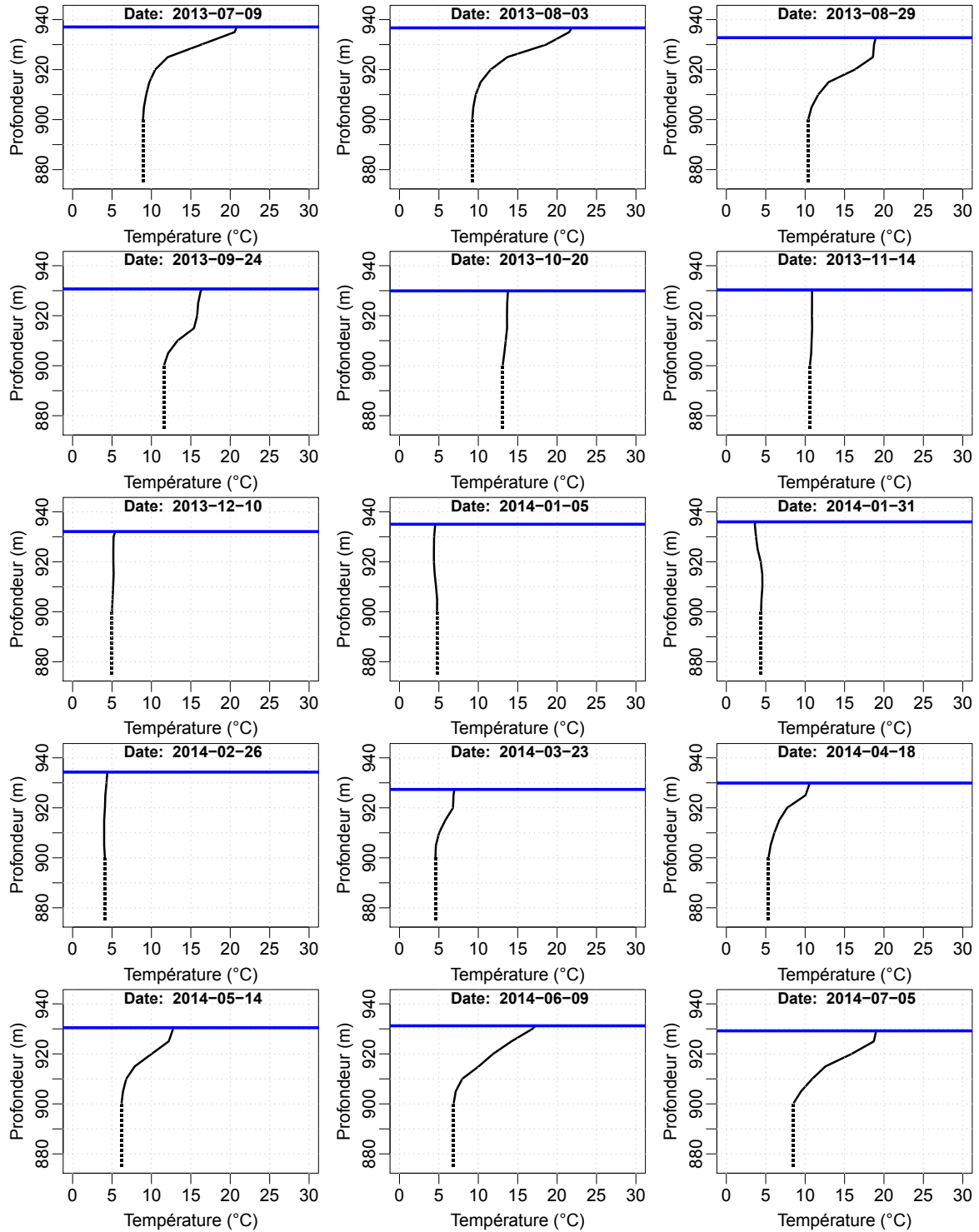


FIGURE 5.4 – Profils de température d'eau mesurés entre juillet 2013 et juillet 2014.

Il est par ailleurs intéressant de remarquer que l'évolution temporelle de la température moyenne de la retenue (5.5a) fait ressortir une période de refroidissement de la retenue très courte (entre novembre et décembre) et une période de réchauffement beaucoup plus longue (de mars à octobre).

Les observations faites ici, à la fois sur les profils de température (figure 5.4) et sur la température moyenne (figure 5.5a), sont cohérentes avec ce que l'on peut trouver dans la littérature au sujet du comportement thermique des lacs (voir section 2.3.2.5). Par ailleurs, on pourra trouver dans l'annexe J, l'application du modèle d'approximation exponentielle de ces profils [Ardito *et al.*, 2008].

Enfin, la figure 5.5b montre l'évolution temporelle de la température du parement amont. Celle-ci a été calculée en prenant en compte l'évolution de la cote de retenue au cours de l'année et en considérant que la partie dénoyée du parement est soumise à la température de l'air (Chasserades) uniquement (le rayonnement solaire n'est pas pris en compte). Cette température « amont » est celle qui sera utilisée comme donnée d'entrée pour le modèle HST-Grad. Elle température suit globalement l'évolution de la température de l'eau, car, au cours de cette année, le niveau de la retenue ne descend pas en dessous de 926 m NGF (la partie noyée représente au minimum 77% de la hauteur totale du parement). Malgré la faible part du parement soumise à la température de l'air, cette dernière joue un rôle important sur les variations rapides de la température amont.

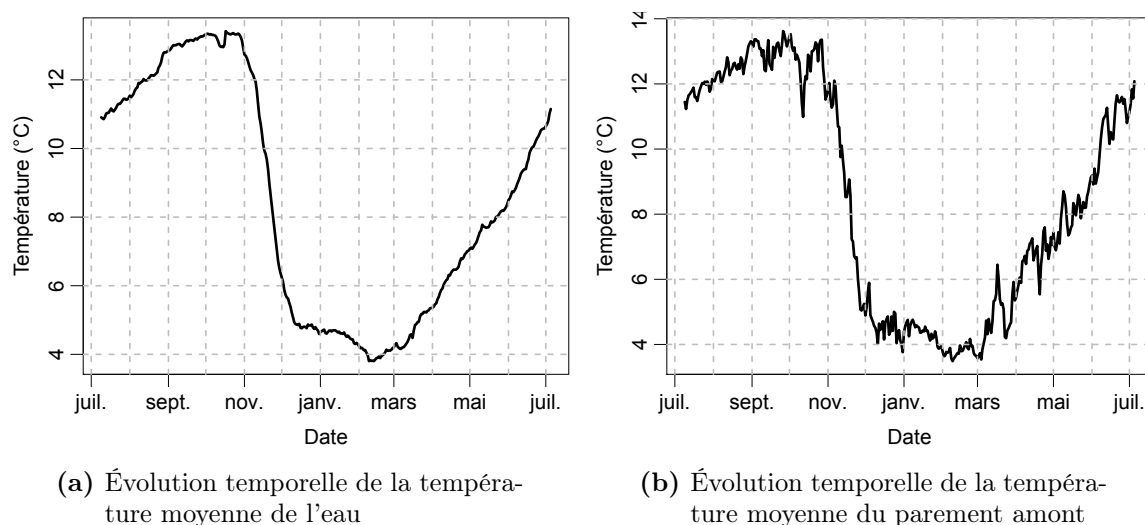


FIGURE 5.5 – Température moyenne de l'eau et température moyenne du parement amont entre juillet 2013 et juillet 2014.

5.4 Applications des nouveaux modèles

5.4.1 Problématiques liées à la période d'analyse

Étant donné que l'on ne possède qu'une seule année de mesure de la température de l'eau, les modèles développés au chapitre 4 seront testés sur une période d'un an s'étalant du 9 juillet 2013 jusqu'au 5 juillet 2014. Les analyses seront effectuées sur le même pendule que pour le cas heuristique (EF 939-885) (voir figure 3.19). Par ailleurs, suite aux conclusions de la section 5.2, la température de l'air utilisée pour alimenter les modèles sera celle de Chasserades et les

calculs thermiques seront réalisés au pas de temps horaire.

La figure 5.6 présente la série de mesure brute de déplacements que l'on va utiliser pour tester les modèles. On peut constater un échantillonnage irrégulier des données. Les mesures effectuées en exploitation courante sont généralement réalisées avec une périodicité d'environ 15 jours, mais on distingue cependant deux périodes d'une semaine chacune (fin octobre et fin février) où l'on dispose de mesures à pas horaires, lesquelles ont été réalisées sur demande pour observer l'influence thermique à l'échelle de la journée (voir annexe I). Par ailleurs, la période d'analyse étant très courte, et afin d'avoir un échantillon suffisamment conséquent pour pouvoir caler nos modèles, des mesures à intervalle plus fréquent (deux mesures par jour) ont été effectuées à partir d'avril 2014. Le choix du pas de temps horaire pour les calculs thermiques permet d'exploiter l'ensemble des mesures effectuées, même lorsque l'on dispose de plusieurs mesures sur la journée. L'échantillon possède alors 385 points de mesures néanmoins, seuls les 370 derniers points seront utilisés pour le calage des modèles. En effet, la période du 09 juillet 2013 au 9 octobre 2013 sera utilisée uniquement pour le calcul thermique afin d'obtenir une convergence de celui-ci. Le calage des modèles proprement dit se fera sur la période du 10 octobre 2013 jusqu'au 5 juillet 2014.

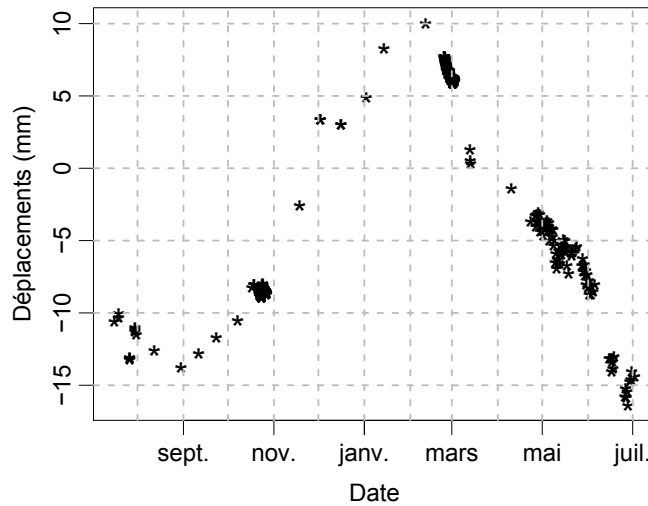


FIGURE 5.6 – Déplacements bruts mesurés par le pendule EF 939-885 sur la période d'analyse

Afin de rééquilibrer la distribution des points de mesures, pour ne pas accorder trop d'importance aux périodes sur-échantillonnées par rapport aux périodes sous-échantillonnées, une pondération est nécessaire. On cherche alors, non plus à minimiser la somme des carrés des résidus $\sum_{i=1}^p \varepsilon_i^2$ (méthode des moindres carrés ordinaire), mais la somme pondérée des carrés des résidus $\sum_{i=1}^p U_i \cdot \varepsilon_i^2$ (méthode des moindres carrés pondérés), où p est le nombre de points de mesure et U_i est le poids correspondant à la $i^{\text{ème}}$ mesure. Le poids affecté à chaque point de mesure est défini comme étant l'écart (en jours) qui le sépare du point suivant.

Jusqu'à maintenant, le critère utilisé pour la mesure de dispersion (exprimée en %) était l'écart type des résidus ramené à l'amplitude totale du déplacement, l'écart type des résidus étant défini par l'équation suivante :

$$\text{Écart type des résidus} = \sqrt{\frac{1}{p-1} \cdot \sum_{i=1}^p \varepsilon_i^2} \quad (5.1)$$

Afin de tenir compte de la pondération, et de parler de la même grandeur que précédemment, la définition de cet écart type doit être redéfinie :

$$\text{Écart type des résidus} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^p U_i \cdot \varepsilon_i^2}{\left(\sum_{i=1}^p U_i\right) - 1}} \quad (5.2)$$

Enfin, malgré un nombre de points suffisant, la période d'analyse étant très courte, des instabilités d'ajustement des variables hydrostatiques et temporelles sont observables. Les effets hydrostatiques et temporels identifiés sur la période d'analyse (2013-2014) par les modèles HST et HSTT sont comparés aux effets identifiés sur une période d'analyse plus longue (2006-2013) (figure 5.7). On peut alors remarquer que les effets identifiés sur la période courte ne sont pas physiques et peuvent être très différents entre le modèle HST et HSTT, ce qui montre bien l'instabilité statistique.

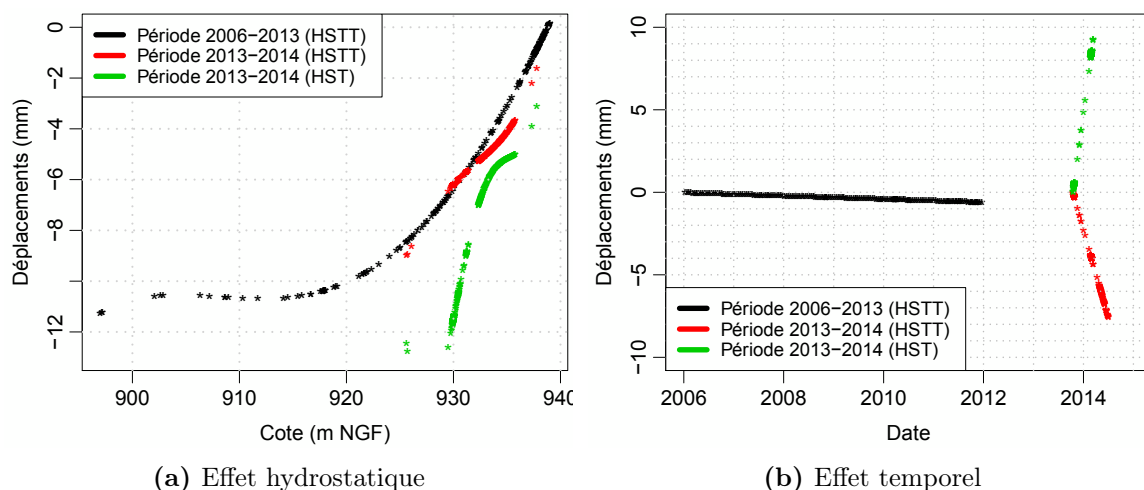


FIGURE 5.7 – Mauvaise identification des effets hydrostatique et temporel sur une année de mesure.

Afin d'éviter ces instabilités qui risquent d'avoir une répercussion sur l'effet thermique identifié, il est alors préférable de supprimer l'ajustement statistique de ces effets. L'effet temporel étant relativement faible sur cet ouvrage (dérive vers l'amont inférieure à 0.1 mm par an), celui-ci peut être considéré comme négligeable sur une année. Concernant l'effet hydrostatique, celui-ci n'est pas négligeable, son amplitude étant d'environ 10 mm entre une retenue vide et une retenue pleine. On en tient donc compte, mais sans laisser la liberté aux modèles de l'ajuster statistiquement. L'effet identifié au préalable par le modèle HSTT sur la période d'analyse 2006-2013 (voir figure 5.7a) est alors imposé sans ajustement pour l'ensemble des modèles testés sur la période d'analyse 2013-2014.

En négligeant l'effet temporel et en imposant l'effet hydrostatique, le nombre de variables explicatives du modèle est réduit de cinq et les instabilités d'ajustement sont alors limitées. Cela

se traduit par une dégradation de la dispersion (le modèle HSTT avec un seul terme passe ainsi d'une dispersion de 1,16% à 1,28 %), mais par des résultats plus physiques en terme de séparation des différentes influences. Au final, l'ajustement statistique de l'ensemble des modèles concernera donc uniquement l'effet thermique, car c'est l'unique objectif de notre analyse.

5.4.2 Description des modèles testés

L'ensemble des modèles testés (HST, HSTT, HST-Grad et variantes du modèle Multi-Tranche) est présenté dans le tableau 5.1.

Le modèle n° 3 (HST-Grad_SG) correspond au modèle HST-Grad (voir section 4.5.1) auquel la composante « gradient thermique » a été supprimée. La température de l'eau n'est alors prise en compte que dans la valeur moyenne de la température ressentie par l'ouvrage.

Pour le modèle Multi-Tranche (MT) sous ses différentes formes (modèle n° 5 à 20), on considère 73 tranches de 1 m de hauteur chacune.

Le modèle n° 5 correspond au modèle MT, pour lequel les fonctions d'influence $M(h)$ et $G(h)$ ne sont pas ajustées statistiquement, mais sont directement imposées (on utilise les fonctions d'influence déterminées par le calcul aux éléments finis (voir section 4.2.2)). Ainsi ce modèle devient quasiment équivalent au modèle HST, car seule la diffusivité thermique de l'ensemble du barrage est ajustée statistiquement en plus de la fonction saisonnière.

Les modèles n° 6 à 8 correspondent à des variantes du modèle MT avec formes imposées des fonctions d'influence (voir section 4.6.4).

Les modèles n° 9 à 14 correspondent au modèle MT avec ACP (voir section 4.6.3) pour lequel plus ou moins de composantes principales ont été considérées. Le modèle avec ACP utilisé ici est légèrement différent de celui qui était présenté à la section 4.6.3. En effet, ici, les températures moyennes et gradients thermiques de l'ensemble des tranches sont calculés par le modèle 1D à partir des températures amont et aval désaisonnalisées (de la même manière que pour le modèle MT avec formes imposées des fonctions d'influence). Ainsi, le paramètre « diffusivité thermique » est ajusté statistiquement ainsi qu'une fonction saisonnière.

Enfin, les modèles n° 15 à 20 correspondent à un mélange du modèle MT avec formes imposées des fonctions d'influence et du modèle MT avec ACP. Ce modèle correspond en fait au modèle n° 6 pour lequel le jeu de données est constitué des 6 variables explicatives $\int_0^H T_M(h) dh$,

$\int_0^H T_M(h) \cdot h dh$, $\int_0^H T_M(h) \cdot h^2 dh$, $\int_0^H T_G(h) dh$, $\int_0^H T_G(h) \cdot h dh$, $\int_0^H T_G(h) \cdot h^2 dh$ est réduit en utilisant l'ACP. Dans les variantes correspondant aux modèles n° 15 à 20, plus ou moins de composantes principales sont utilisées dans la régression linéaire multiple.

N° du modèle	Nom du modèle	Description	Nombre de paramètres à ajuster	Nombre de termes optimal	Dispersion pour le nombre de termes optimal (%)	Figure des influences
1	HST	-	4	-	3,86	-
2	HSTT	-	6	14	1,01	-
3	HST-Grad_SG	HST-Grad sans la composante gradient	6	10	1,20	-
4	HST-Grad	-	7	24	0,92	5.11
5	MT_FI_impo	Multi-Tranche avec fonctions d'influence imposées (issues du calcul EF)	5	24	0,88	5.10
6	MT_M2G2	Multi-Tranche avec $d_m = d_g = 2$	11	50	0,78	5.14
7	MT_M0G0	Multi-Tranche avec $d_m = d_g = 0$	7	22	0,94	5.12
8	MT_M1G2_cont	Multi-Tranche avec $d_m = 1$, $d_g = 2$ et $M(0) = G(0) = G(H) = 0$	7	20	0,92	5.13
9	MT_ACP_1	Multi-Tranche avec ACP et utilisation d'une seule composante principale	6	16	1,05	5.15
10	MT_ACP_2	idem avec 2 PC (composantes principales)	7	18	0,98	5.16
11	MT_ACP_4	idem avec 4 PC	9	22	0,73	5.17
12	MT_ACP_6	idem avec 6 PC	11	28	0,73	-
13	MT_ACP_8	idem avec 8 PC	13	30	0,72	-
14	MT_ACP_10	idem avec 10 PC	15	50	0,62	5.18
15	MT_M2G2_ACP_1	Multi-Tranche avec $d_g = d_m = 2$ et application de l'ACP sur les 6 variables (intégrales). Utilisation d'une seule composante principale	6	16	1,05	5.20
16	MT_M2G2_ACP_2	idem avec 2 PC	7	18	0,97	5.21
17	MT_M2G2_ACP_3	idem avec 3 PC	8	22	0,91	5.22
18	MT_M2G2_ACP_4	idem avec 4 PC	9	14	0,88	-
19	MT_M2G2_ACP_5	idem avec 5 PC	10	22	0,80	-
20	MT_M2G2_ACP_6	idem avec 6 PC	11	50	0,78	5.14

TABLE 5.1 – Description et résultats en terme de dispersion des modèles testés sur les données réelles du barrage de Puylaurent.

5.4.3 Analyse des résultats

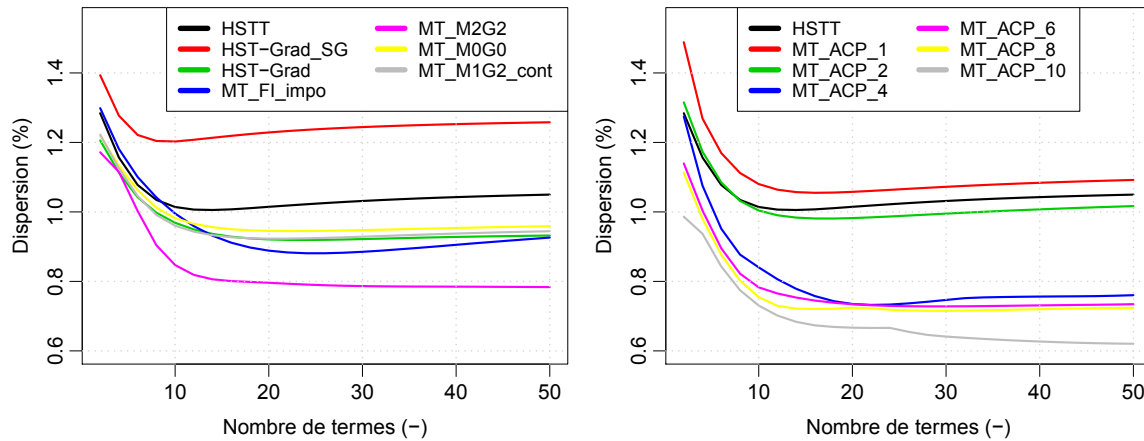
La figure 5.8 montre l'évolution de la dispersion en fonction du nombre de termes considérés dans les réponses impulsionnelles pour les calculs thermiques 1D.

Pour l'ensemble des modèles, l'ajout des premiers termes permet de réduire significativement la dispersion (jusqu'à une dizaine/trentaine de termes). L'ajout des termes suivants dégrade légèrement la dispersion pour la plupart des modèles parce que les fréquences qu'ils représentent ne sont pas présentes dans la donnée de température, ou ne sont pas représentatives du ressenti de l'ouvrage. Les seuls modèles qui continuent à voir leur dispersion diminuer ou converger vers une asymptote horizontale sont les modèles qui ont un grand nombre de degrés de liberté. Même le modèle HSTT qui sur une période d'analyse plus longue présentait encore une diminution de la dispersion au-delà de 50 termes (voir section 5.2 et figure 5.1), montre ici une légère augmentation de sa dispersion au-delà de 10 termes. Cela peut s'expliquer par le fait, que le modèle, même s'il améliore l'estimation de l'effet thermique avec le nombre de termes, est « gêné » par le fait qu'il ne peut pas réajuster en conséquence l'effet hydrostatique ni un éventuel effet temporel.

Chaque modèle testé présente donc un nombre de termes optimal différent. Afin de comparer les modèles entre eux en terme de dispersion, on prend alors la valeur de dispersion correspondant au nombre optimal de termes du modèle en question.

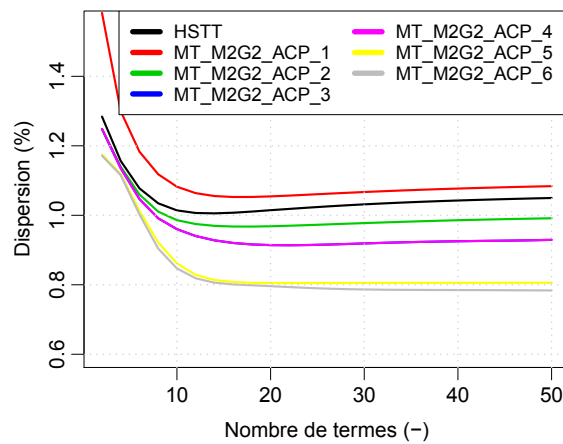
Dans le tableau 5.1, en face de chaque modèle, on peut trouver le nombre de termes optimal et le niveau de dispersion correspondant. Par ailleurs, la figure 5.9 affiche ces niveaux de dispersion sous forme d'histogramme.

En premier lieu, on peut noter, sur le cas présenté, que l'amélioration apportée par le modèle HSTT vis-à-vis du modèle HST est très importante et que les modèles plus sophistiqués ne permettent pas par la suite de diminuer encore sensiblement cette dispersion.



(a) Modèles HSTT, HST-Grad et MT avec formes imposées des fonctions d'influence

(b) Modèles MT avec ACP



(c) Modèles MT avec formes imposées des fonctions d'influence et ACP

FIGURE 5.8 – Évolution de la dispersion avec le nombre de termes des réponses impulsionnelles pour l'ensemble des modèles.

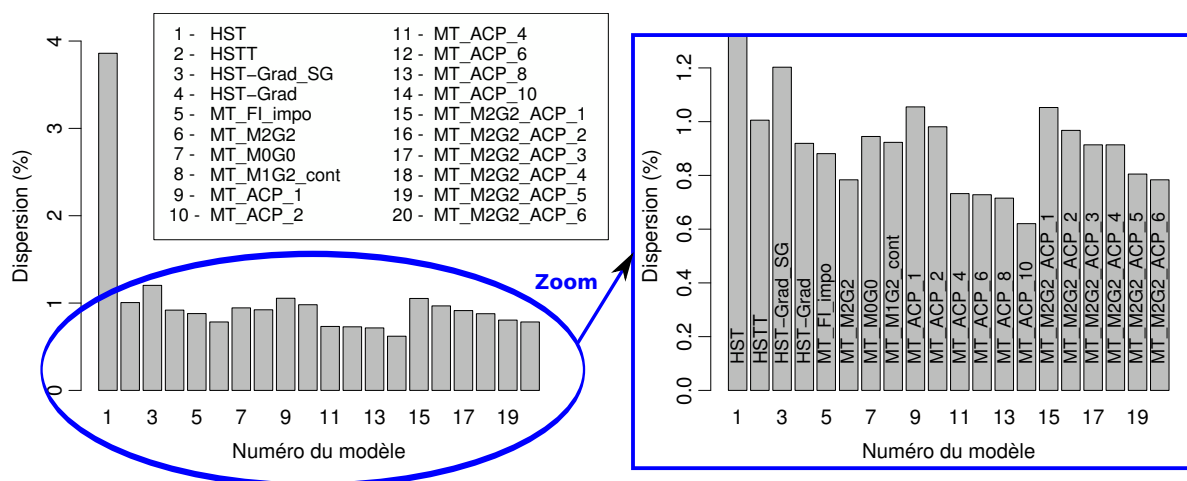


FIGURE 5.9 – Histogramme des niveaux de dispersion (pour le nombre de termes optimal) de chacun des modèles testés.

5.4.3.1 Le modèle avec fonctions d'influence imposées

Le modèle MT_FI_impo est particulièrement intéressant, car il possède un paramètre statistique de moins qu'HSTT et un de plus qu'HST (la diffusivité thermique) et présente néanmoins une dispersion inférieure à celle du modèle HSTT (on passe de 1,01% pour HSTT à 0,88% pour MT_FI_impo). Ce résultat permet donc de valider sur un cas réel la méthode de calcul des déplacements thermiques basée sur le théorème de réciprocité thermo-élastique et montre l'apport physique des fonctions d'influence déterminées par la méthode des éléments finis, lesquelles restent donc valables dans le cas réel.

Outre la réduction de la dispersion, ce modèle permet alors d'avoir une bonne confiance dans les déplacements thermiques estimés et dans la séparation des composantes « moyenne » et « gradient ». La figure 5.10a montre que ces deux influences sont globalement cohérentes (en termes d'évolution temporelle et d'importance relative) par rapport à celles identifiées sur le cas heuristique (voir figure 4.11b).

Néanmoins, les deux influences ne suffisent pas à expliquer la totalité du déplacement thermique (déplacements bruts corrigés de l'effet hydrostatique) (voir figure 5.10b). En effet, le rayonnement solaire qui est responsable d'une partie assez importante de l'amplitude totale du déplacement thermique (voir figure 3.32b) n'est pas introduit dans notre calcul thermique. Par ailleurs, le calcul thermique 1D peut introduire une sous-estimation du déplacement par rapport à l'utilisation des champs thermiques réels de chacune des tranches. La fonction saisonnière reste alors indispensable pour capter les influences manquantes.

Puisqu'on ne dispose pas, comme pour le cas heuristique, des évolutions de référence de ces deux composantes, celles estimées par ce modèle seront considérées comme les plus « justes » afin d'analyser leur bonne séparation par les modèles suivants.

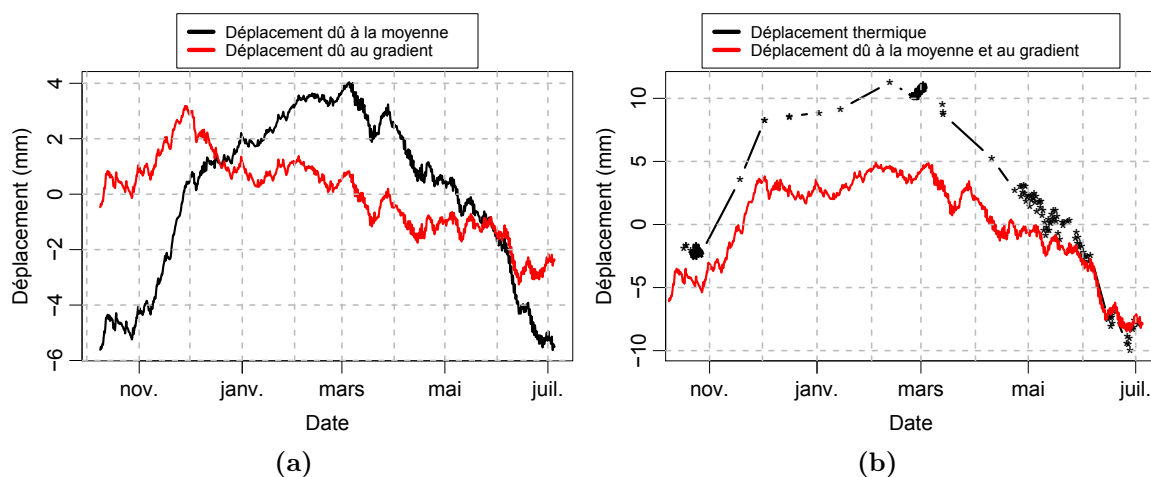


FIGURE 5.10 – Évolutions temporelles globales des déplacements induits par la température moyenne et le gradient thermique déterminées par le modèle MT_FI_impo.

5.4.3.2 Le modèle HST-Grad

Le modèle HST-Grad dont la composante gradient (HST-Grad_SG) a été enlevée présente des résultats moins bons qu'escomptés : sa dispersion est supérieure à celle du modèle HSTT. Ce modèle est conçu sur la même base théorique que le modèle HSTT, mais le calcul thermique 1D permet de prendre en compte la température de l'eau et l'influence des variations de la cote de retenue. Ce modèle est donc censé produire une meilleure estimation de la température moyenne de l'ensemble de l'ouvrage, mais explique moins bien les déplacements. Il est possible que l'absence de la composante gradient soit plus pénalisante pour ce modèle que pour le modèle HSTT. En effet, les variations rapides induites par le gradient thermique sont surtout imputables à l'évolution de la température de l'air (la température de l'eau variant plus lentement dans le temps). Ainsi, ces variations rapides peuvent plus facilement être « captées » par la variable du modèle HSTT qui est moins « lissée » car calculée uniquement à partir de la température de l'air. On remarque d'ailleurs que l'ajout de cette composante gradient thermique (modèle HST-Grad) permet de réduire significativement la dispersion (on passe de 1,20% à 0,92%) et de repasser sous le niveau du modèle HSTT (1,01%) mais pas sous le niveau de dispersion du modèle MT_FI_impo (0.88 %).

Regardons maintenant la séparation des évolutions temporelles globales de la température moyenne et du gradient thermique obtenue avec le modèle HST-Grad (figure 5.11). On peut constater que si les deux influences suivent globalement la bonne évolution, l'effet du gradient est sous-estimé et celui de la moyenne légèrement sur-estimé par rapport à l'identification du modèle MT_FI_impo (figure 5.10a). Par ailleurs, il semble que les signaux de déplacement obtenus soient beaucoup plus « lissés ».

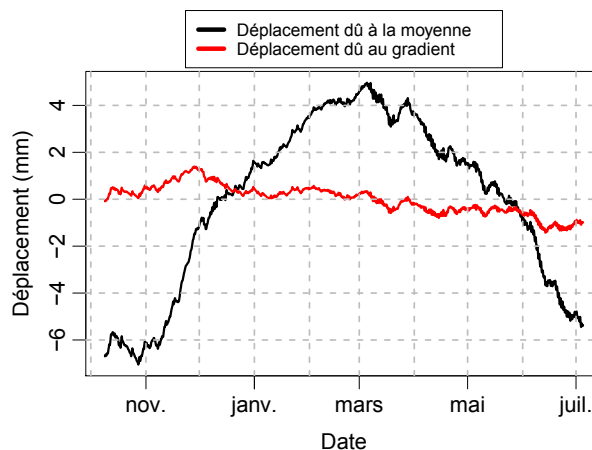


FIGURE 5.11 – Évolutions temporelles globales des déplacements induits par la température moyenne et le gradient thermique déterminées par le modèle HST-Grad.

5.4.3.3 Les modèles multi-tranches avec formes imposées des fonctions d'influence

Avec un paramètre statistique en plus que le modèle HSTT et donc le même nombre de paramètres que le modèle HST-Grad, vient ensuite le modèle MT_M0G0. Ce modèle donne un résultat très légèrement moins bon que le modèle HST-Grad en terme de dispersion et présente une évolution de la dispersion en fonction du nombre de termes similaire et très légèrement supérieure à celle du modèle HST-Grad (voir figure 5.8a). Il est intéressant de rappeler que

le modèle HST-Grad fait l'hypothèse d'uniformité des températures (température moyenne et gradient thermique) sur la hauteur de l'ouvrage, tandis que le modèle MT_M0G0 fait l'hypothèse d'uniformité des influences sur la hauteur de l'ouvrage (fonctions d'influence constantes). On peut donc constater que, quelle que soit l'hypothèse retenue, les résultats en terme de dispersion sont quasiment identiques. Néanmoins, en terme de séparation des influences, le modèle MT_M0G0 semble légèrement meilleur que le modèle HST-Grad. L'ordre de grandeur des fonctions d'influence est, par ailleurs, bien estimé (figure 5.12) et les évolutions temporelles globales correspondent bien à celles du modèle MT_FI_impo (figure 5.10a).

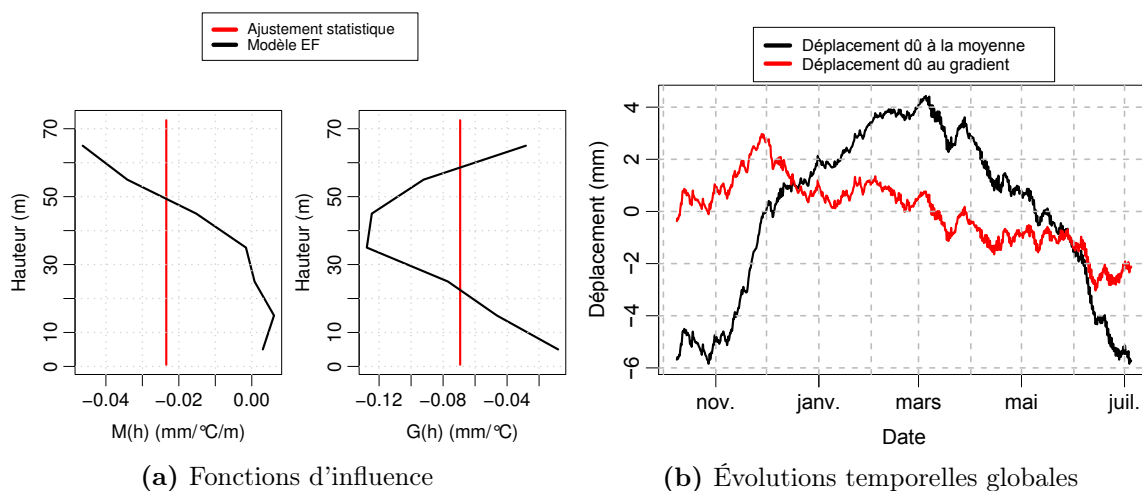


FIGURE 5.12 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_M0G0.

Le modèle MT_M1G2_cont possède également le même nombre de paramètres statistiques que les deux précédemment. Néanmoins l'hypothèse faite ici permet un ajustement plus précis des fonctions d'influence que le modèle MT_M0G0 (voir figure 5.13a) et une meilleure séparation des évolutions temporelles globales que le modèle HST-Grad (figure 5.11). Ce modèle permet alors de retrouver le niveau de dispersion du modèle HST-Grad (0,92%). On peut encore noter que l'évolution de la dispersion de ce modèle avec le nombre de termes des réponses impulsionnelles est quasiment confondue à celle du modèle HST-Grad (voir figure 5.8a).

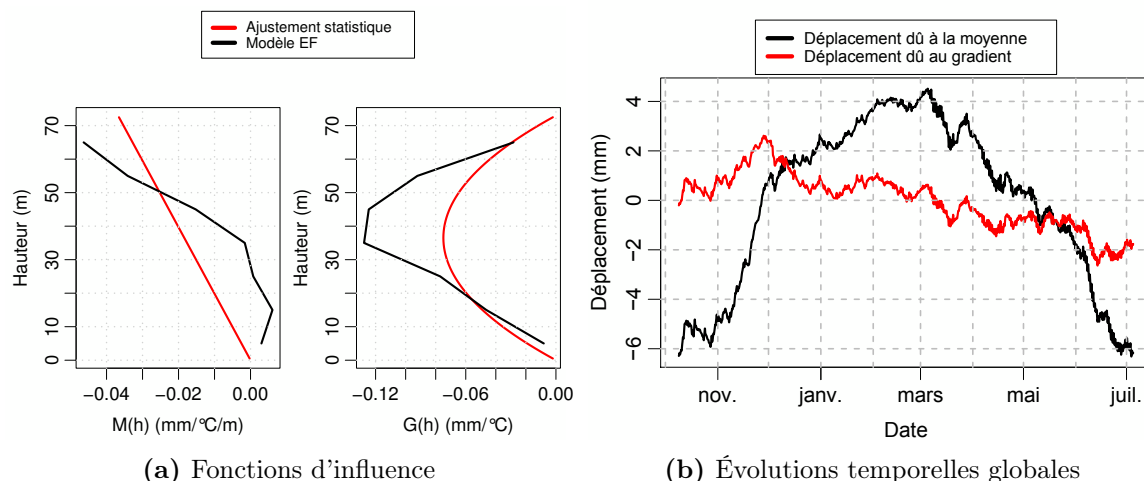


FIGURE 5.13 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminés par le modèle MT_M1G2_cont.

Le modèle MT_M2G2 permet, quant à lui, de réduire assez significativement la dispersion par rapport aux modèles précédents (0,78%). Néanmoins, malgré l'utilisation des fonctions d'influence avec formes imposées, ce modèle possède trop de libertés d'ajustement (4 paramètres statistiques de plus que les modèles précédents). En effet, le phénomène de compensation apparaît à la fois à l'échelle de la tranche (fonctions d'influence) et à l'échelle de la structure (déplacements dus à la moyenne et au gradient) (figure 5.14). Ce modèle n'a alors plus de sens physique et ne peut pas être utilisé en extrapolation.

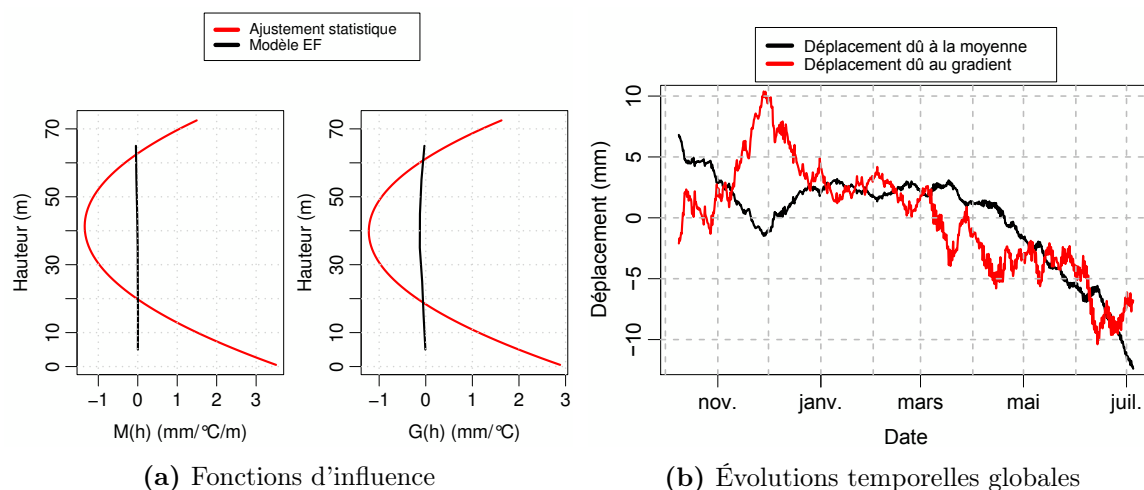


FIGURE 5.14 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminés par le modèle MT_M2G2.

5.4.3.4 Les modèles multi-tranche avec ACP

Concernant les modèles MT avec ACP (modèles n° 9 à 14), on remarque qu'à mesure que l'on rajoute des composantes principales, la dispersion diminue. Cependant avec 1 composante (modèle MT_ACP_1), la dispersion est supérieure à celle d'HSTT pour le même nombre de paramètres et avec 2 composantes (modèle MT_ACP_2), la dispersion est supérieure à celle

du modèle HST-Grad pour le même nombre de paramètres. Les figures 5.15 et 5.16 montrent les influences pour ces deux cas de figure. Dans les deux cas, l'influence du gradient est fortement sous-estimée et même quasiment nulle. La fonction d'influence de la température moyenne est correcte en ordre de grandeur, mais l'évolution temporelle des déplacements induits par cette température moyenne diffère assez sensiblement de l'évolution (sans doute plus physique) identifiée par le modèle MT_FI_impo (voir figure 5.8a). On peut donc dire que pour le même nombre de paramètres que le modèle MT_ACP_2, les modèles HST-Grad, MT_M0G0, ou encore MT_M1G2_cont semblent plus fiables.

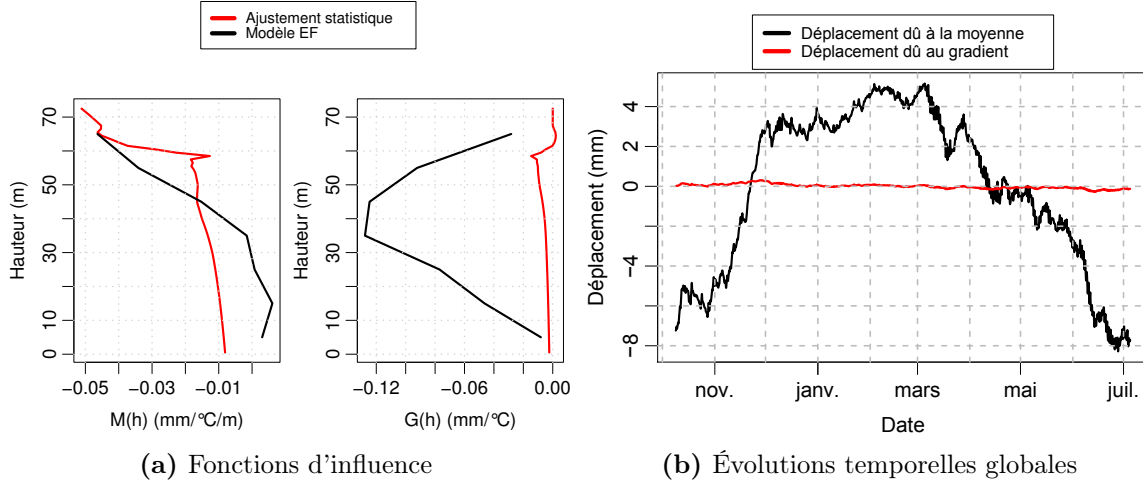


FIGURE 5.15 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_ACP_1.

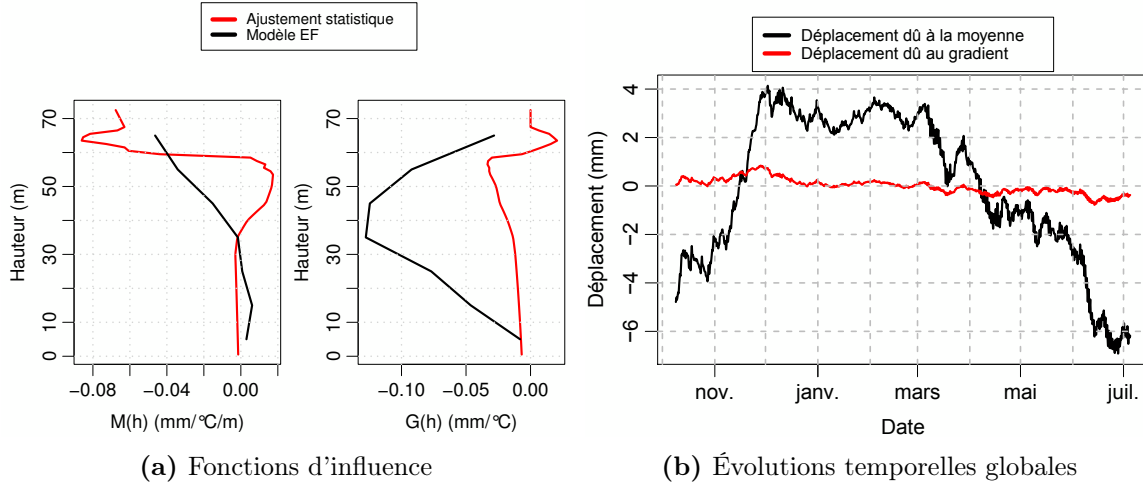


FIGURE 5.16 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_ACP_2.

Comme on l'a vu lors de l'application sur le cas heuristique EF (voir section 4.6.3), plus on prend de composantes et plus on fait réapparaître le phénomène de compensation induit par la multi-colinéarité entre les composantes, lequel rend le modèle instable et non physique. Ainsi, pour le modèle MT_ACP_4 avec 4 composantes principales (voir figure 5.17), la compensation est observée au niveau des fonctions d'influence. À mesure que l'on rajoute des composantes principales, le phénomène de compensation s'amplifie, et, pour 10 composantes principales (mo-

dèle MT_ACP_10), malgré une importante réduction de la dispersion, le modèle n'a plus du tout de sens physique (figure 5.18).

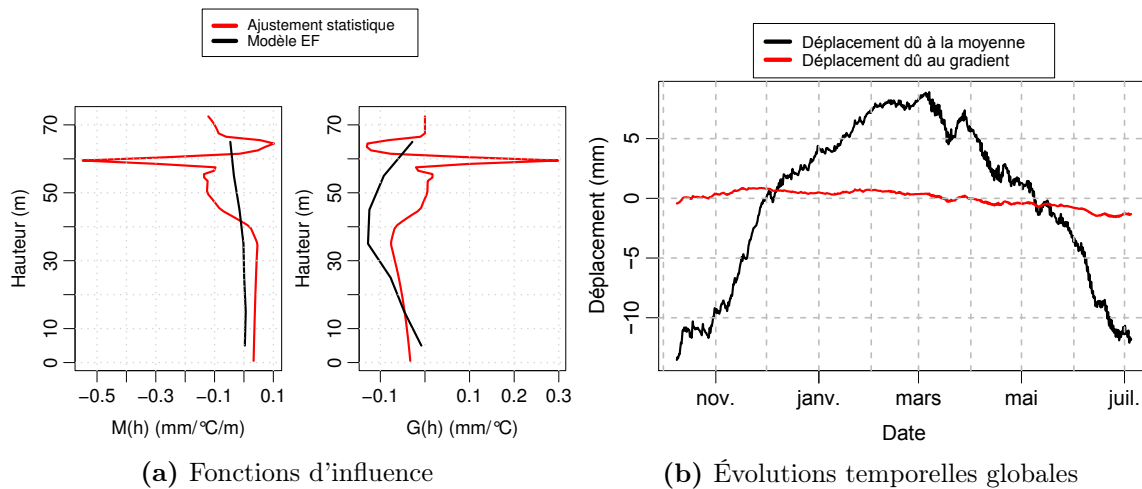


FIGURE 5.17 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_ACP_4.

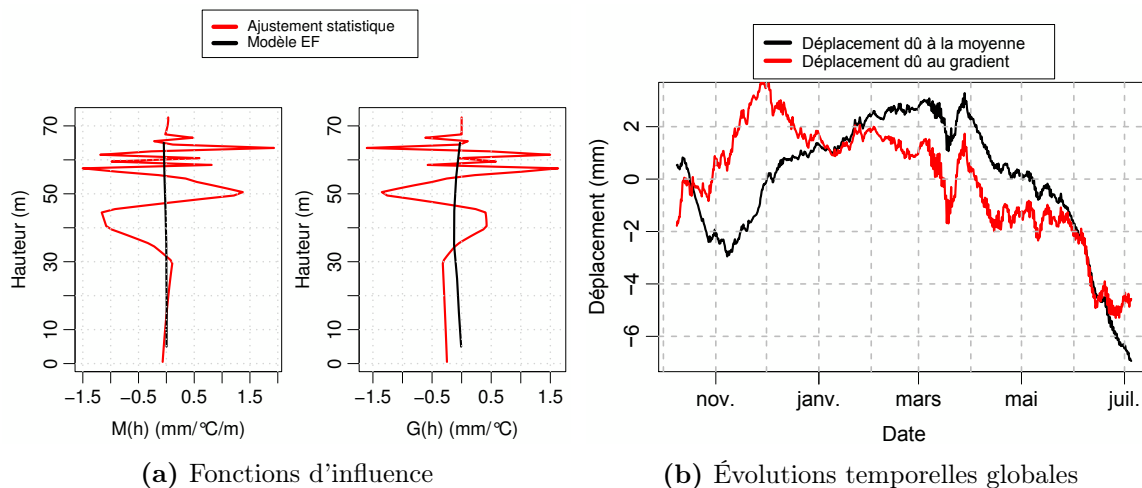


FIGURE 5.18 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_ACP_10.

La figure 5.19 montre le pourcentage de variance du jeu de données initial constitué de 146 variables (température moyenne et gradient thermique sur les 73 tranches) expliqué par les m premières composantes principales. La première composante principale permet déjà d'expliquer 96,5% de la variance totale! À partir de 3 composantes principales, plus de 99% de la variance totale est expliquée et au-delà de 10 composantes principales, on peut considérer que les composantes suivantes n'apportent plus suffisamment d'information, mais seulement un biais pour l'analyse statistique.

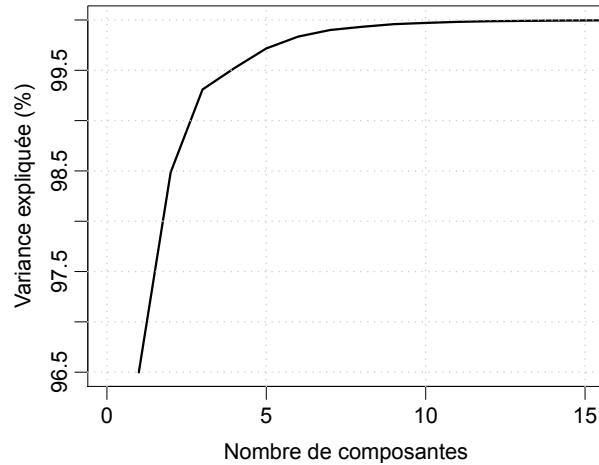


FIGURE 5.19 – Pourcentage de variance du jeu de données initial expliqué par les m premières composantes principales.

5.4.3.5 Le modèle mixte (formes imposées des fonctions d'influence et ACP)

Enfin, les modèles MT_M2G2_ACP (modèles n° 15 à 20) permettent à la fois d'imposer la forme des fonctions d'influence et de réduire la liberté d'ajustement du modèle qui était trop grande pour le modèle MT_M2G2 (voir figure 5.14). Dans ces modèles, l'ACP revient alors à imposer des contraintes supplémentaires déterminées par le seul résultat de l'ACP. On peut notamment remarquer que tant que le nombre de composantes principales utilisées pour l'ajustement est inférieur à 4, on se retrouve avec les deux conditions $M(h) = G(h) = 0$. En terme de dispersion, le modèle avec une composante principale (MT_M2G2_ACP_1) est moins bon que le modèle HSTT pour le même nombre de paramètres statistiques. Néanmoins, malgré l'effet du gradient thermique considéré comme nul par le modèle, on constate une assez bonne approche de la fonction d'influence de la température moyenne (figure 5.20).

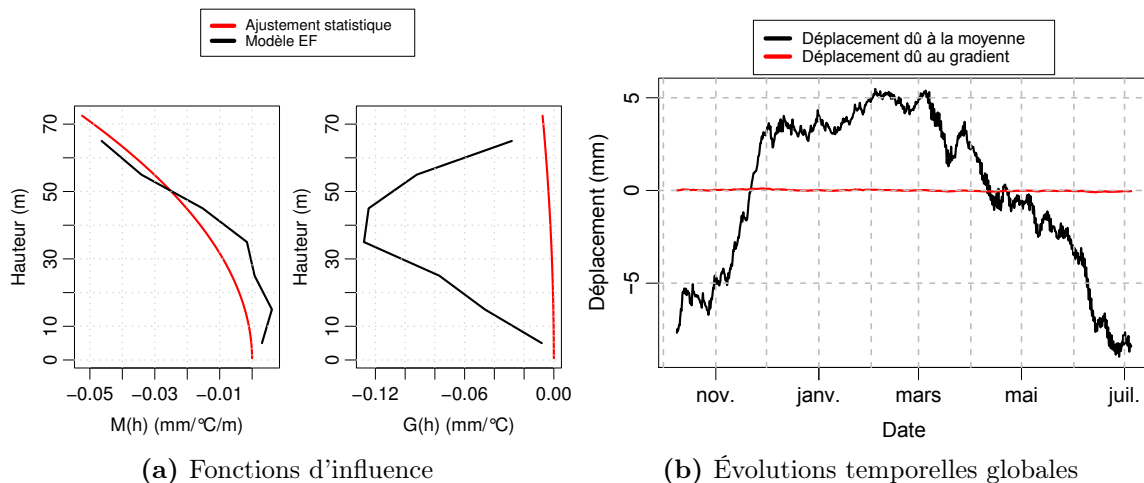


FIGURE 5.20 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminées par le modèle MT_M2G2_ACP_1.

Avec deux composantes principales (modèle MT_M2G2_ACP_2), le modèle présente là encore une dispersion plus importante que le modèle HST-Grad pour le même nombre de paramètres. On peut constater cependant que l'effet du gradient thermique n'est plus négligé, mais que la

forme de sa fonction d'influence n'est pas vraiment correcte (figure 5.21).

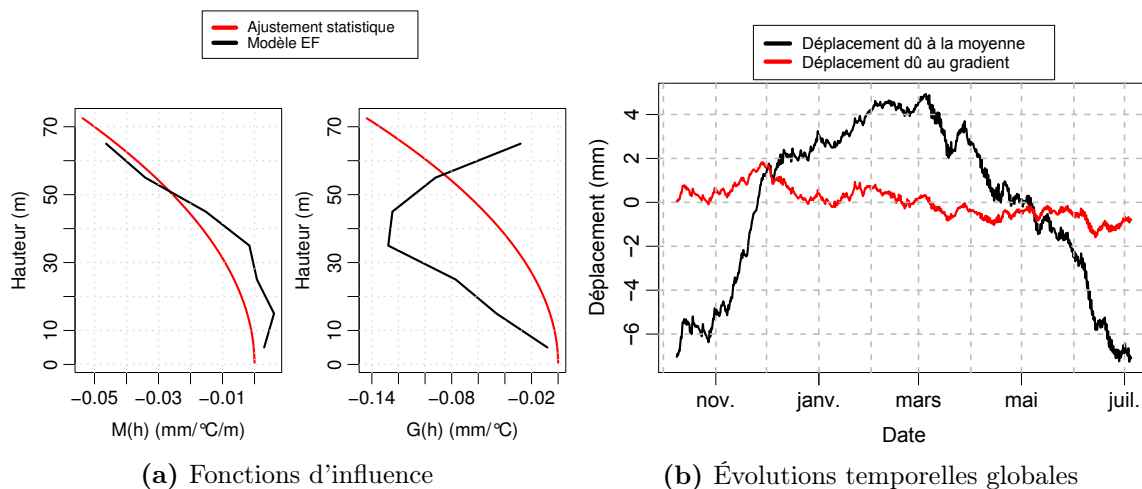


FIGURE 5.21 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminés par le modèle MT_M2G2_ACP_2.

Dans le cas du modèle avec 3 et 4 composantes principales (modèles MT_M2G2_ACP_3 et MT_M2G2_ACP_4), on obtient sensiblement les mêmes résultats, avec un niveau de dispersion légèrement inférieur à HST-Grad. Dans les deux cas, l'effet du gradient thermique est sous-estimé, et l'effet de la température moyenne n'est plus aussi bien approché qu'avec une ou deux composantes (voir figure 5.22).

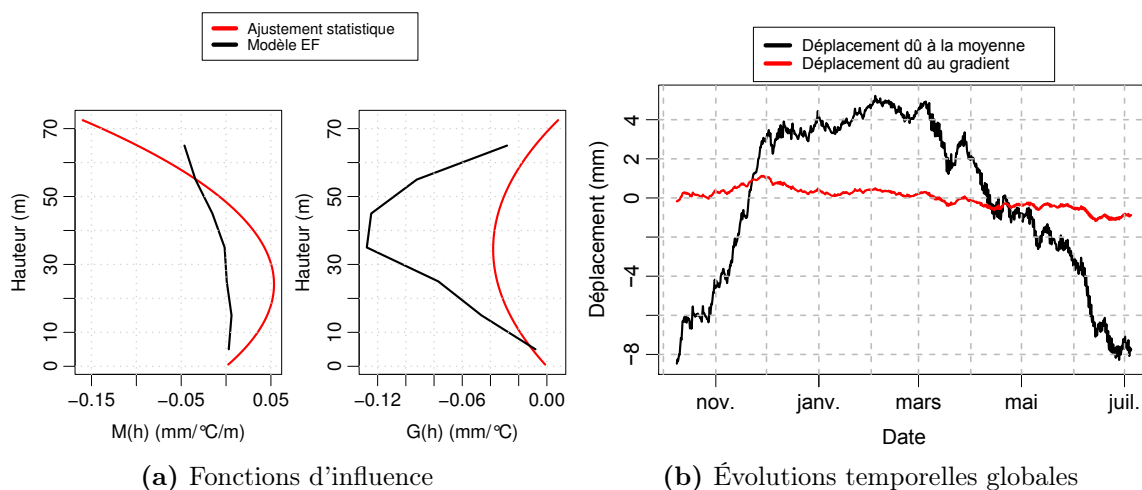


FIGURE 5.22 – Influences de la température moyenne et du gradient thermique sur les déplacements déterminés par le modèle MT_M2G2_ACP_3.

Enfin, avec 5 et 6 composantes, le phénomène de compensation réapparaît avec la diminution de dispersion qui l'accompagne. On a alors trop de liberté d'ajustement. À noter que le modèle MT_M2G2_ACP_6 est strictement identique au modèle MT_M2G2, puisque dans ce cas, toutes les composantes principales sont conservées.

5.5 Déploiement sur d'autres ouvrages

Les modèles HST-Grad et MT développés dans le cadre de ces travaux de thèse ont également été déployés sur 14 ouvrages réels (tableau 5.2) sur une période de calage allant de 2002 à 2012. En l'absence d'information sur les fonctions d'influence des pendules analysés, le modèle MT a été testé dans sa variante la plus simple : MT_M2G2 (polynômes de degré 2 pour approcher les fonctions d'influence). Les signaux de température de l'air utilisés pour les analyses correspondent aux signaux utilisés par l'ingénierie pour les analyses HSTT de ces ouvrages. Faute de mesure de température de l'eau, celle-ci a été définie arbitrairement avec des évolutions temporelles réalistes à la fois pour la température moyenne et pour les températures de surface et de fond du réservoir (figure 5.23). Pour l'application du modèle MT, les profils de température ont été reconstitués avec le modèle d'Ardito [Ardito *et al.*, 2008] de l'équation (3.4) ($\Phi = 0.1$).

Barrage	Type	H (m)	L_c (m)	L_{min} (m)	L_{max} (m)	Rayon (m)	RN (m NGF)	Station T_{air}
Bissorte	Poids rectiligne	60	545	6	42	-	2082	Monestier
Cap de Long	Voûte	97	275	4,5	30	160	2160	Lorp-Sentaraille
Chaudanne	Voûte	71	95	2	10,5	56	790	Castellane
Gittaz	Poids arqué	66	164	4	48	180	1562	Monestier
Lanau	Voûte mince	27	180	1.5	3	67	669	Huparlac
Laparan	Voûte double courbure	102	280	4	16,5	113	1539	Lorp-Sentaraille
Luzège	Voûte double courbure	45	100	2	5,5	45	360	Marcillac
Monteynard	Voûte épaisse	153	210	5	54	120	490	Monestier
Riète	Voûte	31	130,25	1,5	5	48	1085	Lorp-Sentaraille
Roselend	Voûte et contrefort	128	804	3	22	127	1557	Monestier
Sarrans	Poids faiblement arqué	97	225	4	75	-	646,8	Huparlac
Tignes	Voûte	160	296	10	43,5	150	1790	Monestier
Valette	Voûte	48	163	2,5	9	77,5	492	Marcillac
Vouglans	Voûte double courbure	127	425	6	25	107	429	Monestier

TABLE 5.2 – Description des ouvrages sur lesquels les modèles ont été testés.

Sur tous les ouvrages, sauf un (Valette), une amélioration sensible est observée (figure 5.24). On observe cependant que l'on n'a pas toujours les mêmes tendances à l'amélioration (chaque ouvrage possède une géométrie et un comportement propre). Ainsi, on peut noter que les améliorations sont plus significatives pour les barrages-poids (Bissorte, Gittaz, Sarrans), sur lesquels l'intégration du gradient thermique est justifiée, que pour les voûtes minces (Chaudanne, Lanau, Luzège, Riète, Valette), plus sensibles aux variations rapides des températures et donc à la

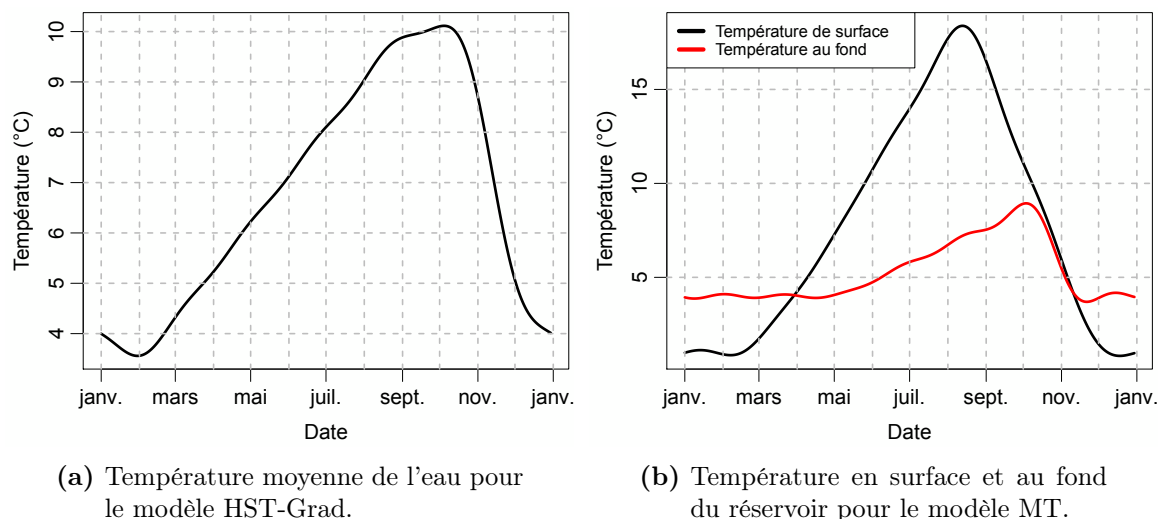


FIGURE 5.23 – Températures de l'eau utilisées pour les modèles HST-Grad et MT.

qualité des données. En effet, à partir des résultats de la section 5.2, on peut vraisemblablement incriminer la qualité des mesures de températures de l'air et l'approximation de celles de l'eau pour expliquer ces différences de tendance. Des gains plus importants seraient attendus si une mesure plus fiable des températures était disponible. Par ailleurs, l'amélioration sur la dispersion devrait être confirmée sur la représentativité physique du résultat. Des fonctions d'influence calculées par EF permettraient de s'assurer de la qualité physique des ajustements statistiques. La méthode appliquée à Puylaurent doit donc être déclinée sur les autres ouvrages pour apporter un réel gain en terme de dispersion et s'assurer du caractère physique de la modélisation : en premier lieu, des mesures de température d'air et d'eau, en second lieu une maquette numérique pour les fonctions d'influence, etc..

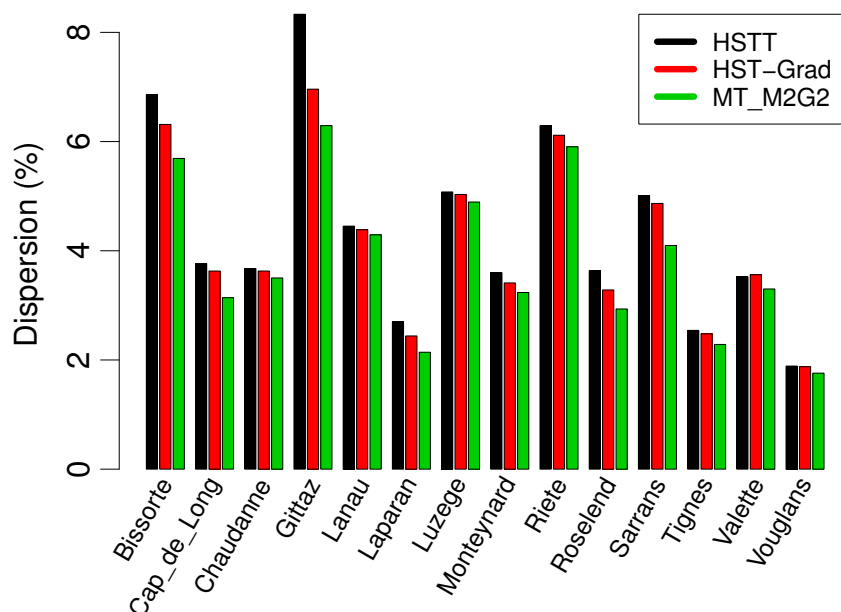


FIGURE 5.24 – Histogramme des niveaux de dispersion de chacun des modèles testés pour l'ensemble des ouvrages.

5.6 Conclusion

L'objectif de ce chapitre était de confronter les modèles développés au chapitre 4 sur un cas réel : le barrage de Puylaurent.

Une première analyse des données de température de l'air a montré que l'utilisation d'une température locale permet de diminuer la dispersion du modèle HSTT à condition de considérer suffisamment de termes dans la réponse impulsionnelle du modèle. Plus les variations rapides (hautes fréquences) du signal de température de l'air utilisé pour alimenter le modèle sont proches des variations réellement ressenties par l'ouvrage, et plus il faudra considérer de termes dans la réponse impulsionnelle. Par ailleurs, étant donné l'importance des effets thermiques à l'échelle de la journée, l'utilisation d'un calcul thermique à pas de temps horaire plutôt que journalier peut apporter un réel gain en terme de dispersion. Elle nécessite néanmoins la connaissance d'une température de l'air très locale et mesurée au pas de temps horaire, ainsi que l'utilisation d'un nombre suffisant de termes supplémentaires dans la réponse impulsionnelle permettant de tenir compte de ces variations très rapides.

La température de l'eau étant une donnée d'entrée pour les nouveaux modèles, une instrumentation de cette température a été mise en place dans la retenue du barrage et est opérationnelle depuis juillet 2013. Les modèles ont alors été analysés sur une période d'un an allant de juillet 2013 à juillet 2014 sur un échantillon de données suffisamment conséquent puisque des mesures à échantillonnage plus fréquent ont été réalisées sur cette période.

On a tout d'abord pu remarquer que les fonctions d'influence identifiées par le calcul aux éléments finis (chapitre 4) sont applicables au cas réel avec des résultats très encourageants. En effet, avec un calcul quasiment déterministe basé sur ces fonctions d'influence (seule la diffusivité thermique et une fonction saisonnière sont ajustées statistiquement), la dispersion résiduelle est réduite par rapport au modèle HSTT. Dans le cas où l'on peut disposer des fonctions d'influence par un calcul aux éléments finis, imposer directement ces fonctions d'influence au modèle semble alors être la solution la plus prometteuse et la plus physique. Un léger ajustement de ces fonctions autour de leur position initiale pourrait éventuellement être envisagé afin d'exploiter l'incertitude de détermination de ces fonctions et que le modèle ne soit pas totalement contraint par les hypothèses théoriques.

Dans le cas, où l'on ne dispose pas de ces fonctions d'influence, il faut chercher à les déterminer statistiquement. On a constaté que l'amélioration en terme de dispersion apportée par les modèles les plus sophistiqués (HST-Grad et MT) n'est pas très significative par rapport au modèle HSTT. Les modèles qui permettent de diminuer le plus la dispersion sont ceux qui possèdent le plus de liberté d'ajustement, mais dans ce cas, la diminution de la dispersion s'accompagne d'une perte du sens physique du modèle. Les modèles qui utilisent l'ACP ne semblent pas pertinents, car les contraintes imposées au modèle ne sont pas maîtrisées, et l'identification des influences paraît aléatoire. Finalement, les modèles les plus prometteurs sont les modèles HST-Grad, et MT avec forme imposée des fonctions d'influence lorsque celui-ci est suffisamment contraint (MT_M0G0 ou MT_M1G2_cont).

Les résultats obtenus dans ce chapitre sont à confirmer sur une période d'analyse plus longue lorsque suffisamment de données de température de l'eau auront été recueillies. Un historique plus grand permettra également de tester les modèles en prévision et ainsi de vérifier leur caractère physique.

Par ailleurs, le déploiement des nouveaux modèles sur d'autres ouvrages confirme le gain de

dispersion que l'on peut obtenir avec ces modèles, même sans mesure de la température de l'eau. Néanmoins, pour s'assurer du caractère physique de la modélisation, il semble important d'une part de disposer de mesures de température de l'air et de l'eau, et d'autre part de déterminer les fonctions d'influence au moyen d'un modèle aux éléments finis.

Conclusions et perspectives *

Conclusions

Au moment de conclure, rappelons tout d'abord brièvement le contexte et les objectifs de la thèse. Sur une année, l'influence thermique est généralement responsable de la plus grande partie du déplacement d'un barrage en béton, et est difficile à appréhender avec les outils actuels. La source d'incertitude la plus grande des modèles physico-statistiques d'analyse des déplacements provient de cette influence (parce que les modèles sont simplistes, parce que les données d'entrées sont trop restreintes, etc.). La modélisation de cette composante est constituée de deux problèmes distincts qui apportent chacun leur lot d'incertitudes : elle nécessite d'une part d'estimer le champ thermique dans l'ouvrage et d'autre part de déterminer le déplacement associé à ce champ de température. Le champ thermique dans un barrage en béton repose sur plusieurs modes de transferts de chaleur, à la fois dans le corps du barrage et au niveau de ses interfaces. Souvent, les températures aux parements ne sont pas directement connues et l'estimation du champ thermique doit se faire à partir des différentes influences externes (température de l'air et de l'eau, échanges convectifs et radiatifs avec l'environnement alentour, vents, rayonnement solaire, variations du niveau de la retenue, flux géothermique, etc.). La modélisation de ces différentes influences est alors délicate et est une source d'incertitude importante. La résolution du problème peut alors se faire par des modélisations complexes de type éléments finis, néanmoins, une méthode de calcul simplifiée est nécessaire afin d'être facilement applicable à l'analyse statistique des données d'auscultation. Dans ce contexte, les objectifs de cette thèse étaient multiples :

1. Mettre en évidence les mécanismes à l'origine des déplacements d'origine thermique.
2. Clarifier le cadre théorique et les hypothèses sur lesquelles repose le modèle d'analyse statistique actuel basé sur l'utilisation des températures externes (le modèle HSTT).
3. Identifier et quantifier l'importance des influences thermiques externes responsables des déplacements thermiques. Déterminer, parmi ces influences environnementales, les principales sources de dispersion du modèle HSTT.
4. Proposer des améliorations de la modélisation statistique en se basant sur les 3 points précédents. L'objectif des améliorations n'est pas nécessairement la réduction de la dispersion résiduelle, mais surtout de rendre les modèles plus physiques, ces deux cibles n'étant pas toujours compatibles en fonction des hypothèses théoriques sur lesquelles sont bâtis les modèles.

La méthode choisie pour atteindre ces objectifs était basée sur le développement d'un environnement virtuel (modélisation thermo-mécanique par éléments finis) permettant d'une part de maîtriser l'ensemble des sollicitations externes pour identifier leurs influences respectives et d'autre part de confronter les modèles statistiques à cet environnement pour évaluer leur performance et leur caractère physique. Par ailleurs, la méconnaissance de la température de

*. Les conclusions et perspectives en italique correspondent à des recommandations pour l'ingénierie

l'eau ayant rapidement été identifiée par les premières analyses comme une source d'incertitude importante, cette thèse a été l'occasion de concevoir une instrumentation de cette température et d'installer celle-ci dans la retenue du barrage de Puylaurent. L'instrumentation, mise en place en 2013, permet maintenant d'avoir des profils de température sur la hauteur de la retenue utilisable comme données d'entrée dans les modèles statistiques développés au cours de la thèse. Parallèlement, une étude plus théorique fondée sur le théorème de réciprocité thermo-élastique de Timoshenko a servi de cadre pour la clarification des hypothèses des modèles physico-statistiques et pour la construction de nouveaux modèles plus performants. Enfin, les modèles développés, en exploitant les mesures de température de l'eau, ont été confrontés aux données réelles de déplacement mesurées sur le barrage de Puylaurent.

Deux ouvrages ont été modélisés par la méthode des éléments finis : le barrage-poids d'Izourt (modélisation 2D) et le barrage-voûte de Puylaurent (modélisation 3D), lesquels, de par leurs dimensions, sont plus ou moins représentatifs du parc Français de barrage en béton. Faute de données environnementales fiables, associée à un comportement particulier du barrage (présence d'une évolution saisonnière de période 6 mois observée dans l'analyse des déplacements mesurés de l'ouvrage), le modèle 2D n'a pas pu être parfaitement calibré. Néanmoins, pour expliquer le comportement thermique particulier de cet ouvrage, une hypothèse a été avancée (percolation de l'eau dans la partie amont de l'ouvrage) et vérifiée à l'aide de la modélisation. Le modèle 3D a, quant à lui, été correctement calibré à l'aide des premières mesures de température de l'eau et de mesures de température dans le béton. Les résultats montrent alors une très bonne concordance entre les températures prédites par le modèle et celles mesurées dans l'ouvrage ainsi qu'entre les déplacements modélisés et mesurés.

Les deux modélisations aux éléments finis ont alors permis d'analyser l'influence des différents phénomènes thermiques. Trois phénomènes majeurs ont été identifiés comme principaux contributeurs des déplacements thermiques : la température de l'air, la température de l'eau et le rayonnement solaire. Pour le barrage-poids, la température de l'air seule joue cependant un rôle modéré, les déplacements étant principalement induits par le gradient thermique dans l'épaisseur qui provient, pour sa plus grande part, des différences entre la température de l'air et celle de l'eau. Les variations de la cote de retenue et les variations de la vitesse du vent jouent, quant à eux, un rôle de modulation des autres influences : lorsque la retenue est basse, l'importance de la température de l'eau devient moindre et lorsque le vent est fort, c'est l'importance du rayonnement solaire qui est réduite. Par ailleurs, la température de l'eau associée aux variations de la retenue a été identifiée comme étant la principale cause de dispersion des modèles statistiques HST et HSTT. Le rayonnement solaire associé aux variations de la vitesse du vent vient ensuite, mais son influence sur la dispersion est assez différente entre les deux modélisations réalisées et varie fortement avec l'orientation de l'ouvrage. Enfin, la percolation de l'eau dans le barrage, lorsqu'elle existe, est également une importante source de dispersion pour les modèles, puisqu'en présence de forts débits, celle-ci modifie fortement le champ thermique interne de l'ouvrage.

En parallèle, le cadre théorique basé sur le théorème de réciprocité thermo-élastique a été étudié. Cette approche « simplifiée » fait intervenir un certain nombre d'hypothèses, mais permet d'approcher très précisément les déplacements à partir d'une connaissance partielle du champ de température (température moyenne et gradient thermique sur plusieurs sections unidimensionnelles espacées sur la hauteur de l'ouvrage). Cette méthode permet alors d'identifier précisément les mécanismes à l'origine des déplacements thermiques et d'étudier, pour les deux ouvrages modélisés, la contribution du champ thermique aux déplacements. Pour un barrage-poids rectiligne, le gradient thermique, et notamment sur la moitié inférieure de l'ouvrage est le principal

moteur du déplacement, l'effet de la température moyenne étant quasiment négligeable. Pour un barrage-voûte, les deux influences jouent un rôle sur le déplacement, mais la température moyenne (et notamment sur la partie supérieure de l'ouvrage) est la plus importante vis-à-vis de l'amplitude saisonnière des déplacements. Enfin, pour les deux ouvrages, le gradient thermique (qui réagit plus vite aux sollicitations que la température moyenne) a une influence importante sur les déplacements engendrés par les hautes fréquences des sollicitations thermiques. Par ailleurs, les fonctions d'influence identifiées ont été validées sur le cas réel (barrage de Puy-laurent) avec des résultats très encourageants. En effet, l'utilisation de manière déterministe de ces fonctions a permis de réduire significativement, dans le cas réel, la dispersion par rapport au modèle HSTT.

La précision de l'estimation des déplacements par la méthode du théorème de réciprocité a été analysée à l'aide des cas heuristiques (modélisations EF). Du fait des nombreuses hypothèses de la méthode (élasticité linéaire, linéarités des contraintes, homogénéité des températures sur une élévation, influence de la fondation négligée, etc.), il existe nécessairement un écart plus ou moins faible entre les déplacements estimés et les déplacements heuristiques. Ainsi, un modèle parfaitement déterministe construit sur ce cadre théorique présente, même en utilisant des données d'entrée parfaitement exactes, un certain niveau de dispersion résiduelle. De plus, dans la pratique, les données d'entrées ne sont pas parfaitement exactes, et une incertitude supplémentaire est générée dans l'estimation des champs thermiques (calcul unidimensionnel, diffusivité thermique homogène, etc.). Un modèle physico-statistique, qui repose sur un cadre théorique, présente donc nécessairement un certain niveau de dispersion dû à la fois aux hypothèses de modélisation et aux incertitudes sur les données d'entrées. Du fait des libertés d'ajustement offertes à ces modèles, lorsqu'une caractéristique du modèle n'est pas 100% physique (estimation de température, hypothèse du modèle, etc.), un phénomène de compensation d'une erreur par une autre erreur peut apparaître donnant, par exemple une diffusivité ou des fonctions d'influence aberrantes. La minimisation de l'erreur n'est donc pas nécessairement un critère fiable pour évaluer le caractère physique d'un modèle. Au contraire, une optimisation trop forcée peut facilement conduire à un modèle instable. C'est pour cela que l'introduction de nouvelles quantités plus précises peut détériorer le modèle d'un point de vue mathématique, car il a alors moins de souplesse pour compenser les erreurs restantes. Il n'y a pas d'intérêt à utiliser un modèle dont la dispersion résiduelle est très faible sur la période de calage, mais dont on n'est pas sûr des influences déterminées. L'objectif est bien d'aboutir à un modèle dont on peut avoir confiance sur la séparation des influences et sur l'utilisation en extrapolation pour le dépouillement des nouvelles mesures d'auscultation, en acceptant alors un certain niveau de dispersion. Pour atteindre cet objectif en minimisant dans le même temps (et dans la limite offerte par le cadre théorique) la dispersion, on doit alors chercher d'une part à minimiser l'impact des hypothèses du modèle (rapprocher les hypothèses de la réalité) et d'autre part à améliorer la précision des données d'entrée. Améliorer la modélisation statistique (en termes d'hypothèses) avec des données peu fiables n'a pas de sens. De la même manière, enrichir le modèle avec des données d'une richesse qui n'est pas prise en compte n'apporte rien. Ainsi, le modèle et les données doivent avancer simultanément vers la meilleure représentativité. Dans ce travail de thèse, les améliorations sur les hypothèses du modèle (prise en compte du gradient thermique, de la non-uniformité des températures sur la hauteur, etc.) sont accompagnées d'un enrichissement des données (mesure de la température de l'eau, utilisation d'une température de l'air plus proche de l'ouvrage et mesurée au pas de temps horaire).

Ainsi, les données d'entrée sont certainement les premières sources d'incertitudes sur lesquelles il faut travailler pour réduire la dispersion du modèle HSTT (simultanément avec l'hypothèse du nombre de termes de la réponse impulsionnelle). Une donnée de température de l'air fiable et

à proximité du barrage permet effectivement un gain significatif de dispersion en comparaison à des données plus éloignées dont les hautes fréquences ne correspondent pas parfaitement à celles ressenties par l'ouvrage. Lorsque la donnée est suffisamment précise, c'est-à-dire que les variations rapides de la température correspondent bien au ressenti de l'ouvrage, alors l'ajout de termes supplémentaires dans les réponses impulsionnelles peut permettre d'améliorer la précision du calcul thermique unidimensionnel et, par conséquent, du déplacement. Plus les variations rapides (hautes fréquences) du signal de température de l'air utilisé pour alimenter le modèle sont proches des variations réellement ressenties par l'ouvrage, et plus il faudra considérer de termes dans la réponse impulsionnelle. Lorsque les variations rapides de température de la donnée d'entrée sont trop éloignées de ce que ressent l'ouvrage, alors l'ajout de termes supplémentaires à la réponse impulsionnelle accorde trop d'importance à ces sollicitations rapides et peut dégrader la solution ou du moins ne pas l'améliorer. De plus, étant donné l'importance des effets thermiques à l'échelle de la journée, l'utilisation d'un calcul thermique à pas de temps horaire plutôt que journalier peut apporter un réel gain en terme de dispersion. Elle nécessite néanmoins la connaissance d'une température de l'air très locale et mesurée au pas de temps horaire, ainsi que l'utilisation d'un nombre suffisant de termes supplémentaires dans la réponse impulsionnelle permettant de tenir compte de ces variations très rapides. Le nombre de termes optimum à utiliser dans la réponse impulsionnelle n'a pas été explicitement fixé, car il dépend d'une part de la sensibilité de l'ouvrage aux hautes fréquences des sollicitations (ratio épaisseur/diffusivité) et d'autre part de la précision du contenu fréquentiel du signal d'entrée (un signal éloigné de l'ouvrage peut-être relativement précis sur les basses fréquences, mais pas sur les hautes fréquences).

Par ailleurs, en s'appuyant sur le cadre théorique du théorème de réciprocité thermo-élastique, les hypothèses du modèle HSTT ont été clarifiées et ses possibilités d'améliorations ont été identifiées. Deux nouveaux modèles statistiques ont alors été développés et intègrent de manière implicite l'effet de la température de l'eau et du couplage avec les variations de la retenue. Ces modèles sont bâtis d'un point de vue mécanique sur la base théorique précitée et d'un point de vue thermique, les températures moyennes et gradients thermiques sont obtenus par calculs unidimensionnels. La méthode de résolution est basée sur la convolution des signaux de sollicitations externes avec les réponses impulsionnelles du système. Les nouveaux modèles ont été confrontés à l'environnement virtuel des cas heuristiques (modélisations EF) puis aux données réelles de déplacements du barrage de Puylaurent, en exploitant alors les mesures de températures de l'eau recueillies depuis l'été 2013.

Le premier modèle, baptisé HST-Grad, est, sur le principe, très proche du modèle HSTT puisqu'il conserve l'hypothèse d'uniformité des températures sur la hauteur de l'ouvrage. Il intègre cependant l'effet du gradient thermique induit par la température de l'eau et améliore la prise en compte des conditions aux limites du parement amont en tenant compte de la température de l'eau et des variations de la cote de retenue. Ce modèle permet un gain significatif de dispersion par rapport au modèle HSTT et permet ainsi de bien prendre en compte l'effet de la température de l'eau. Concernant l'effet induit par les variations de la cote de retenue, si celui-ci est bien pris en compte dans le cas du barrage-poids, le modèle a plus de difficultés à l'appréhender dans le cas du barrage-voûte. Par ailleurs le modèle HST-Grad se révèle performant pour séparer les influences globales de la température moyenne et du gradient thermique. Néanmoins, l'hypothèse de transfert thermique 1D, génère un biais qui rend impossible l'estimation parfaite de ces influences. *D'un point de vue industriel, le modèle HST-Grad pourrait être applicable à court terme et apporter un réel gain pour l'analyse des déplacements des barrages-poids rectilignes. En effet, pour ce type de barrage, les déplacements thermiques sont essentiellement influencés par le gradient thermique. De plus, l'hypothèse d'uniformité des températures (moyenne et gradient) sur la hauteur n'est que très peu pénalisante pour ce type d'ouvrage, car la fonction d'influence*

de l'écart de température entre parements est homogène sur la majorité de la hauteur. Pour un gain significatif et une assurance du caractère physique du modèle, une mesure de température de l'eau (valeur moyenne) est cependant nécessaire. Néanmoins, en l'absence d'une telle mesure, l'utilisation d'une approximation de cette température peut déjà être envisagée.

Le deuxième modèle, baptisé multi-tranche (MT), est plus sophistiqué, car il intègre la géométrie de l'ouvrage, et permet de tenir compte des non-uniformités sur la hauteur (non-uniformité des conditions aux limites, non-uniformité de l'inertie thermique, et non-uniformité de la température moyenne et du gradient thermique). Plusieurs variantes du modèle ont été étudiées avec différents niveaux de souplesse d'ajustement. Si ce modèle, lorsqu'il n'est pas suffisamment contraint, présente d'importantes possibilités de diminution de la dispersion, il peut également s'éloigner facilement de la physique du cadre théorique. En effet, les variantes en question présentent plus de variables explicatives et donc une plus grande liberté d'ajustement que les modèles HSTT et HST-Grad, permettant alors de compenser les écarts existants (entre les déplacements que l'on cherche à expliquer et ceux que l'on obtiendrait avec un modèle déterministe basé sur le même cadre théorique) par des ajustements non physiques (par exemple, l'erreur induite par le calcul unidimensionnel des champs thermiques peut être en partie compensée par l'ajustement de fonctions d'influence qui s'éloignent de leurs formes physiques). Ces variantes peuvent alors présenter un risque d'instabilité important qui peut nuire à leur utilisation en extrapolation. Le modèle MT peut néanmoins permettre d'améliorer la physique du modèle à condition de bien maîtriser les contraintes imposées et d'accepter une diminution plus faible de la dispersion résiduelle. Ainsi, le modèle MT, lorsqu'il est suffisamment contraint, présente des ajustements plus physiques permettant d'avoir une bonne confiance dans leurs utilisations en extrapolation. Le modèle MT est plus complexe et donc plus délicat à appréhender que les modèles HSTT et HST-Grad, mais offre de belles perspectives pour l'avenir. *D'un point de vue industriel, il serait plutôt applicable aux barrages-voûtes, pour lesquels l'inhomogénéité des températures (moyenne et gradient) sur la hauteur est importante. Pour ce type d'ouvrage, les fonctions d'influence sont en effet très dépendantes de la hauteur. Dans le cas où l'on peut disposer de ces fonctions d'influence par un calcul aux éléments finis, les imposer directement au modèle semble alors être une solution très prometteuse permettant de s'assurer du caractère physique du modèle tout en diminuant la dispersion. Afin de tenir compte de l'incertitude dans la détermination de ces fonctions (hypothèses de modélisation, aléas du site réel, etc.), laisser une légère possibilité d'ajustement de ces fonctions autour de leurs positions initiales pourrait être envisagée pour expliquer encore un peu mieux les déplacements. Dans le cas, où l'on ne dispose pas de ces fonctions d'influence, il faut chercher à les déterminer statistiquement en imposant suffisamment de contraintes pour éviter un ajustement purement mathématique sans signification physique. Dans tous les cas, pour être performant, ce modèle doit s'accompagner d'une mesure précise des profils de la température de l'eau sur la hauteur. En l'absence de telles mesures, l'utilisation d'une approximation exponentielle des profils peut déjà être envisagée.*

Perspectives

Dans le cadre du déploiement industriel de ces travaux de thèse, l'étude réalisée sur le cas réel de Puylaurent devra être poursuivie sur une période d'analyse plus longue lorsque l'historique de données de température de l'eau sera suffisamment conséquent. Pour l'application à d'autres ouvrages, une étude réellement détaillée devra être menée pour améliorer les résidus tout en restant physique : en premier lieu, des mesures de température d'air et d'eau, en second lieu une maquette numérique pour les fonctions d'influence, etc.. Ce travail constitue donc une piste de réflexion qu'il faut ensuite décliner à la carte sur chaque ouvrage.

Par ailleurs, au vu des résultats de ce travail de thèse, et dans un objectif d'application industrielle à court terme, il semble évident que la première piste d'amélioration des modèles statistiques qui doit être envisagée concerne la qualité des données d'entrées. Des données fiables et locales de température de l'air doivent déjà permettre de réduire significativement la dispersion du modèle HSTT et d'avoir une plus grande confiance dans son caractère physique et dans les influences déterminées. Étant donné que ce que l'on cherche à expliquer est très fin, aucune amélioration physique n'est envisageable avec des données grossières.

Dans l'application des modèles aux cas réels, les influences thermiques qui impactent l'ouvrage ne sont plus maîtrisées comme dans les cas heuristiques. Il faut donc prendre en compte l'ensemble des influences si l'on souhaite obtenir un ajustement pertinent des modèles. Néanmoins, toutes les influences ne sont pas encore prises en compte puisque l'effet du rayonnement solaire n'est inclus qu'à travers la fonction saisonnière. Les résultats encourageants obtenus sur le cas du barrage de Puylaurent sans considérer cette influence laissent alors entrevoir de belles possibilités lorsque celle-ci sera prise en compte. La prise en compte du rayonnement solaire peut être envisagée simplement par une majoration de la température de l'air : $T_{air}^{majorée} = T_{air} + \frac{\Phi_{sol}}{h_{glob}}$. Le flux de rayonnement solaire impactant le parement doit alors être recalculé à partir d'une mesure du rayonnement sur une surface horizontale en tenant compte de l'orientation du parement. Le coefficient de convection h_{glob} pourrait alors être un paramètre statistique supplémentaire ou être estimé de manière déterministe en tenant compte de la vitesse du vent. Des premiers tests ont été réalisés pour prendre en compte cette influence [Dast, 2013], mais doivent être approfondis. Par ailleurs une exploitation de la différence entre les températures minimale et maximale sur une journée pourrait nous renseigner sur la quantité de rayonnement solaire.

De la même manière, la percolation de l'eau dans la zone amont pourrait être intégrée dans la modélisation statistique au prix d'un paramètre supplémentaire (taille de la zone impactée). Ainsi, le calcul de diffusion thermique ne serait plus réalisé sur un milieu 1D longueur, L mais de longueur $L - L_{perc}$ (où L_{perc} représenterait la longueur caractéristique de percolation de l'eau). La longueur L_{perc} prendrait alors la valeur de la température de l'eau et la longueur $L - L_{perc}$ celle obtenue par le calcul de diffusion. La performance d'un tel modèle devrait alors être testé sur la simulation éléments finis qui intègre la percolation de l'eau.

Il convient tout de même d'avoir à l'esprit, qu'à mesure que l'on veut rapprocher les hypothèses du modèle de la réalité, cela fait intervenir de nouvelles grandeurs incertaines, dont la détermination peut être faite par l'ajustement statistique, mais qui, dans ce cas, donne plus de souplesse au modèle, lequel peut alors s'éloigner de la physique...

Pour pouvoir exploiter pleinement les possibilités offertes par une meilleure description des influences avec les nouveaux modèles, il faut alors que les données d'entrée soient très précises. Partir des phénomènes externes conduits à un certain nombre d'incertitudes (calcul du rayonnement solaire, approximations des effets convectifs, etc.). L'utilisation de capteurs noyés dans le béton permettrait d'avoir des données fiables correspondant vraiment au ressenti de l'ouvrage. On peut alors proposer une disposition optimale des capteurs :

- Dans la direction horizontale (de rive à rive), si les températures (moyenne et gradient) sont relativement homogènes, le placement de capteurs dans la console centrale serait alors suffisant. Néanmoins, les effets d'ombres et la variation du rayonnement solaire avec la courbure des parements n'ont pas été étudiés dans cette thèse. Si ces éléments sont suffisamment importants pour que l'hypothèse d'uniformité des températures sur élévation soit une source de dispersion pour les modèles, alors plusieurs lignes verticales de capteur pourraient être envisagées (cela concernerait, a priori, plutôt les ouvrages situés dans des vallées encaissées ou

possédants de fortes courbures).

- Dans la direction verticale, *on a montré que les températures étaient fortement inhomogènes (variations d'épaisseur de l'ouvrage, stratification de la température de l'eau, évolution temporelle de la cote de retenue, etc.). Il est alors recommandé de placer des capteurs sur un nombre suffisant d'élévations (dépendant de la hauteur de l'ouvrage et de l'importance des inhomogénéités). Un espacement compris entre 5 et 10 m des élévations concernées paraît être un bon compromis entre précision et coût de l'instrumentation.*
- Dans la direction horizontale (amont-aval), *la situation idéale correspond à une répartition rapprochée des capteurs de manière à pouvoir reconstituer les températures (moyenne et gradient) de la section en s'affranchissant des incertitudes liées au calcul de diffusion thermique 1D. En effet, les cas heuristiques ont permis de montrer que le calcul des champs thermiques 1D est une source d'imprécision relativement importante. Pouvoir travailler directement sur les champs thermiques réels serait un bénéfice indéniable pour la performance des modèles statistiques. Un espacement progressif de 10 cm proche des parements jusqu'à 1 m à cœur permettrait de capter l'influence des différentes fréquences des sollicitations. L'utilisation de fibres optiques traversants l'ouvrage d'amont en aval serait également un moyen intéressant de disposer d'une information thermique repartie. Les dispositions précitées concernent plutôt les nouveaux ouvrages dont les capteurs peuvent être installés au moment de la construction. Pour ces ouvrages, une telle disposition des capteurs permet, par ailleurs, de suivre la dissipation de chaleur lors de la réaction d'hydratation du béton. Pour les ouvrages existants, placer les capteurs à faible profondeur (une dizaine de centimètres des parements) permettrait de disposer de températures fiables comme conditions aux limites, lesquelles intégreraient alors toutes les influences thermiques externes (variation du niveau de la retenue, rayonnement solaire, vent, etc.). La fréquence d'acquisition des capteurs doit dépendre de la distance des capteurs aux parements. Ainsi, les capteurs placés suffisamment proche des parements pourraient être interrogés à pas de temps horaire et permettraient alors de tenir compte des influences thermiques journalières.*

À plus long terme, d'autres méthodes pourraient également être intéressantes pour déterminer les températures sur les parements (thermographie infrarouge satellitaire par exemple).

Enfin, le modèle multi-tranche développé dans cette thèse fait l'hypothèse d'uniformité des températures (moyenne et gradient) sur une élévation. Dans le cas où l'on dispose d'une instrumentation permettant de tenir compte des variations éventuelles dans cette direction, le modèle pourrait être facilement adapté en repartant du théorème de réciprocité. Une discrétion horizontale (sens rive droite-rive gauche) de l'ouvrage en deux tranches pourrait dans un premier temps être envisagée. Cela ferait alors intervenir, non plus deux fonctions d'influence (une pour le gradient et une pour la moyenne), mais quatre fonctions d'influence : deux fonctions d'influence (moyenne et gradient) pour la moitié « rive gauche » et deux autres (moyenne et gradient) pour la moitié « rive droite » de l'ouvrage. Pour aller encore plus loin, une discrétisation horizontale plus fine (en un nombre quelconque de tranches) de l'ouvrage pourrait être envisagée, et la liberté d'ajustement du modèle serait maîtrisée par l'approximation polynomiale des fonctions d'influence. Dans ce dernier cas, les deux fonctions d'influence (de la moyenne et du gradient) ne seraient plus des fonctions d'une variable (la hauteur), mais de deux variables (la hauteur et la position rive à rive).

A plus court terme, un autre point qu'il pourrait être intéressant de poursuivre concerne l'exploitation des cas heuristiques développés dans la thèse. Voici donc quelques exemples d'études qui pourraient être envisagées :

- Analyser l'apport de l'instrumentation idéale en plaçant des capteurs virtuels dans les modèles aux éléments finis.

- Analyser la performance des modèles en extrapolation pour vérifier leurs caractères physiques. Un déplacement irréversible virtuel pourrait alors être ajouté à la série de déplacements à expliquer pour analyser la performance des modèles à l'identifier.
- Analyser, comme cela a été fait avec la température de l'air, la dégradation des modèles en fonction de la précision des données d'entrée : performance du modèle HST-Grad avec une approximation de la température moyenne de l'eau comme donnée d'entrée par exemple.

Bibliographie

- [Abdelsalam, 2013] ABDELSALAM, H. (2013). Crack modeling at dam/foundation interface. Mémoire de Master, École Nationale Supérieure de l'Énergie, de l'Eau, et de l'Environnement (ENSE³) - Grenoble INP.
- [ACI, 1996] ACI (1996). *Mass Concrete (ACI Committee 207.1R-96)*. American Concrete Institute.
- [Agullo *et al.*, 1996] AGULLO, L., MIRAMBELL, E. et AGUADO, A. (1996). A model for the analysis of concrete dams due to environmental thermal effects. *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, Volume 6(4), pages 25–36.
- [Amberg, 2009] AMBERG, F. (2009). Interpretative models for concrete dam displacements. *Dans: XXIIIth International Congress on Large Dams, Brasilia*.
- [Antonopoulos et Gianniou, 2003] ANTONOPOULOS, V. Z. et GIANNIOU, S. K. (2003). Simulation of water temperature and dissolved oxygen distribution in Lake Vegoritis, Greece. *Ecological Modelling*, Volume 160, pages 39–53.
- [Ardito *et al.*, 2008] ARDITO, R., MAIER, G. et MASSALONGO, G. (2008). Diagnostic analysis of concrete dams based on seasonal hydrostatic loading. *Engineering Structures*, Volume 30, pages 3176–3185.
- [Barla et Paronuzzi, 2013] BARLA, G. et PARONUZZI, P. (2013). The 1963 Vajont landslide : 50th anniversary. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 46, pages 1267–1270.
- [Belloni et Stefani, 1987] BELLONI, L.-G. et STEFANI, R. (1987). The Vajont slide : instrumentation – past experience and the modern approach. *Engineering Geology*, Volume 24, pages 445–474.
- [Belolipetsky *et al.*, 2010] BELOLIPETSKY, P. V., BELOLIPETSKII, V. M., GENOVA, S. N. et MOOIJ, W. M. (2010). Numerical modeling of vertical stratification of Lake Shira in summer. *Aquatic Ecology*, Volume 44, pages 561–570.
- [Benhammou, 2010] BENHAMMOU, A. (2010). *Optimisation d'un nouveau système de séchage solaire modulaire pour plantes aromatiques et médicinales*. Thèse de doctorat, Université Abou Bekr Belkaid, Algérie.
- [Benkaciali et Gairaa, 2009] BENKACIALI, S. et GAIRAA, K. (2009). Modèles d'estimations du rayonnement global incident sur un plan incliné. *Dans: International Renewable Energy Congress, Sousse, Tunisie*.
- [Bofang et Zhanmei, 1990] BOFANG, Z. et ZHANMEI, L. (1990). External temperature loads. *Dans: LAGINHA SERAPHIM, J. et CLOUGH, R. W., éditeurs : Arch Dams*, pages 217–225. A.A. Balkema Publishers.

- [Bonelli, 2004] BONELLI, S. (2004). Analyse retard des mesures d'auscultation de barrages. *Revue française de géotechnique*, Volume 108, pages 31–45.
- [Bonnet *et al.*, 2000] BONNET, M.-P., POULIN, M. et DEVAUX, J. (2000). Numerical modeling of thermal stratification in a lake reservoir, methodology and case study. *Aquatic Sciences*, Volume 62, pages 105–124.
- [Bossoney, 1994] BOSSONEY, C. L. (1994). Monitoring and back analysis : The importance of the temperature load case. *International Journal on Hydropower and Dams*, Volume 1(6), pages 70–74.
- [Bourdarot, 2001] BOURDAROT, E. (2001). Analyse du comportement à long terme des barrages voûtes. *Dans: Colloque technique du CFBR : Sécurité - Pathologie - Réhabilitation, Aix en Provence*.
- [Bourdarot *et al.*, 2000] BOURDAROT, E., CARRÈRE, A., MEI, L. et HOONAKKER, M. (2000). Apports combinés de l'auscultation et de la modélisation pour l'analyse et la compréhension du comportement des barrages. *Dans: XXth International Congress on Large Dams, Beijing*.
- [Bourdarot et Robbe, 2012] BOURDAROT, E. et ROBBE, E. (2012). Prise en compte des résultats de l'auscultation dans la modélisation des barrages en béton. *Dans: Colloque technique du CFBR : Auscultation des barrages et des digues - Pratiques et perspectives Chambéry*.
- [Bourgin, 1955] BOURGIN, A. (1955). *Cours de calcul de barrages*. Éditions Eyrolles, Paris.
- [Breysse, 2009] BREYSSE, D. (2009). *Maîtrise des risques en génie civil 2 : maîtrise et gestion des risques dans l'aménagement et la construction*. Hermes Science Publications, Lavoisier.
- [Briffaut *et al.*, 2012] BRIFFAUT, M., BENBOUDJEMA, F., TORRENTI, J.-M. et NAHAS, G. (2012). Early age behaviour of a massive concrete structure : Effects of thermal boundary conditions and thermal properties evolutions on temperature and stress fields. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, Volume 16(5), pages 589–605.
- [Burkst, 1947] BURKST, S. D. (1947). The five-year temperature record of a thin concrete dam. *Journal of the American Concrete Institute*, Volume 19(1), pages 65–76.
- [Carlos, 2011] CARLOS, M. T. (2011). Temperature and thermal stress distribution in concrete arch dams in operation. Mémoire de Master, University of Cape Town.
- [Carrère, 2010] CARRÈRE, A. (2010). Les leçons de Malpasset. Leurs application aux projets de barrages d'aujourd'hui. *Revue française de géotechnique*, Volume 131-132, pages 37–51.
- [Carrère *et al.*, 2000] CARRÈRE, A. J., COLSON, M., GOGUEL, B. et NORET, C. (2000). Modelling : a means of assisting interpretation of readings. *Dans: XXth International Congress on Large Dams, Beijing*, pages 1005–1037.
- [CFBR, 2012] CFBR (2012). Comité français des barrages et réservoirs. <http://www.barrages-cfbr.eu/>.
- [Chouinard *et al.*, 2009] CHOUINARD, L., CÔTÉ, P. et LARIVIÈRE, R. (2009). Analysis of irreversible displacements of Daniel-Johnson dam. *Dans: 2nd Conference on Long Term Behaviour of Dams, Graz*, pages 135–140.
- [Chouinard *et al.*, 2006] CHOUINARD, L., LARIVIÈRE, R., CÔTÉ, P. et ZHAO, W. (2006). Analysis of irreversible displacements in multiple arch concrete dam using principal component

- analysis. *Dans: Joint International Conference on Computing and Decision Making in Civil and Building Engineering, Montréal*, pages 208–217.
- [Chouinard et Roy, 2009] CHOUINARD, L. et ROY, V. (2009). Performance of statistical models for analyzing the long term behaviour of dams. *Dans: 2nd Conference on Long Term Behaviour of Dams, Graz*, pages 141–146.
- [Chouinard et al., 1995] CHOUINARD, L. E., BENNET, D. W. et FEKNOUS, N. (1995). Statistical analysis of monitoring data for concrete arch dams. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, Volume 9, pages 286–301.
- [Chulliat et al., 2013] CHULLIAT, O., BOUTET, J.-M. et TAQUET, B. (2013). Le confortement du barrage du Chambon. *Dans: Colloque technique du CFBR : Modernisation des barrages, Chambéry*, pages 279–289.
- [Chulliat et al., 2012] CHULLIAT, O., GRIMAL, E., BOURDAROT, E., BOUTET, J.-M. et TAQUET, B. (2012). Le gonflement des barrages en béton. apports des recherches scientifiques : application au barrage du Chambon et à son confortement. *Dans: XXIVth International Congress on Large Dams, Kyoto*.
- [Code_Aster, 2014] CODE_ ASTER (2014). Analyse des Structures et Thermo-mécanique pour des Etudes et des Recherches. www.code-aster.org. Code de calcul en mécanique des structures développé par EDF.
- [Collares-Pereira et Rabl, 1979] COLLARES-PEREIRA, M. et RABL, A. (1979). The average distribution of solar radiation : Correlations between diffuse and hemispherical and between daily and hourly insolation values. *Solar Energy*, Volume 22, pages 155–164.
- [Crépon et Lino, 1999] CRÉPON, O. et LINO, M. (1999). An analytical approach to monitoring. *International Water Power & Dam Construction*, Volume June, pages 52–54.
- [Cunat, 2012] CUNAT, P. (2012). *Détection et évaluation des fuites à travers les ouvrages hydrauliques en remblai, par analyse de températures réparties, mesurées par fibre optique*. Thèse de doctorat, Université de Grenoble.
- [Daoud, 1997] DAOUD, M. (1997). *Influence des conditions climatiques sur l'état des contraintes d'un béton de masse dans un barrage*. Thèse de doctorat, Université de Sherbrooke.
- [Dast, 2013] DAST, C. (2013). Amélioration des modèles d'analyses des déplacements des barrages en béton. Stage Ingénieur, École Nationale Supérieure de l'Énergie, de l'Eau, et de l'Environnement (ENSE³) - Grenoble INP.
- [Davies, 2004] DAVIES, M. G. (2004). *Building heat transfert*. John Wiley & sons.
- [Demirkaya et Balcilar, 2012] DEMIRKAYA, S. et BALCILAR, M. (2012). The contribution of soft computing techniques for the interpretation of dam deformation. *Dans: FIG (International Federation of Surveyors) Workings Week 2012 – Territory, environment, and cultural heritage, Rome*.
- [Dibiagio, 2000] DIBIAGIO, E. (2000). Monitoring of dams and their foundations. *Dans: XXth International Congress on Large Dams, Beijing*, pages 1459–1545.
- [Dobosz, 1982] DOBOSZ, W. (1982). Model estimating displacement of a dam point as a fonction of loading and temperature history. *Dans: XIVth International Congress on Large Dams, Rio de Janeiro*.

- [Duffaut, 2010] DUFFAUT, P. (2010). Malpasset, la seule rupture totale d'un barrage-voûte. *Revue française de géotechnique*, Volume 131-132, pages 5–18.
- [Duffie et Beckman, 1991] DUFFIE, J. A. et BECKMAN, W. A. (1991). *Solar Engineering of Thermal Processes*. John Wiley & Sons.
- [Dungar et Zakerzadeh, 1992] DUNGAR, R. et ZAKERZADEH, N. (1992). Critical temperature loading in arch dams : a review of the Stucky-Derron formulation. *Dam Engineering*, Volume III(2), pages 161–165.
- [Fabre, 2014] FABRE, J.-P. (2014). L'auscultation des grands barrages EDF. *Dans: Vème Congrès DIAGNOBETON, Toulouse*.
- [Fabre et Bourdarot, 2003] FABRE, J.-P. et BOURDAROT, E. (2003). Analyse du comportement mécanique à long terme des barrages-voûtes. *Dans: XXIth International Congress on Large Dams, Montréal*, pages 781–802.
- [Fabre et Huber, 2009] FABRE, J.-P. et HUBER, R. (2009). Exploitation of monitoring results to adapt the operation of dams to their behaviour. *Dans: International Conference on Long Term Behaviour of Dams, Graz*, pages 347–352.
- [Fabre et al., 2014] FABRE, J.-P., SIMON, A. et MAURIS, F. (2014). Analyse du vieillissement des voûtes à partir des mesures d'auscultation : développement de modèles non-linéaires, et à base de réseaux neuronaux. *Dans: COGECH (Congrès Génie-Civil Hydraulique interne EDF), Oz en Oisans*.
- [Fannelli et Giuseppetti, 2001] FANNELLI, M. et GIUSEPPETTI, G. (2001). A simplified deterministic model of arch dam displacement based on the technique of monothermometric influence coefficients. *Dans: Proceedings of the 6th International Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, ICOLD, Salzburg*.
- [Feng et al., 2010] FENG, J., ZHENG, C., JINTING, W. et JIAN, Y. (2010). Practical procedure for predicting non-uniform temperature on the exposed face of arch dam. *Applied Thermal Engineering*, Volume 30, pages 2146–2156.
- [Ferry et Willm, 1958] FERRY, S. et WILLM, G. (1958). Méthodes d'analyse et de surveillance des déplacements observés par le moyen de pendules dans les barrages. *Dans: VIth International Congress on Large Dams, New-York*, pages 1179–1201.
- [Flood et Kartam, 1994] FLOOD, I. et KARTAM, N. (1994). Neural networks in civil engineering. ii : Systems and application. *Journal of Computing in Civil Engineering*, Volume 8(2), pages 149–162.
- [Fourier, 1822] FOURIER, J. (1822). *Théorie analytique de la chaleur*. Firmin Didot, père et fils, Paris.
- [Gal et al., 2003] GAL, G., IMBERGER, J., ZOHARY, T., ANTENUCCI, J., ANIS, A. et ROSENBERG, T. (2003). Simulating the thermal dynamics of lake Kinneret. *Ecological Modelling*, Volume 162, pages 69–86.
- [Geymard, 1993] GEYMARD, C. (1993). Critical analysis and performance assessment of clear sky solar irradiance models using theoretical and measured data. *Solar Energy*, Volume 51(2), pages 121–138.

- [Geymard, 2000] GEYMARD, C. (2000). Prediction and performance assessment of mean hourly global radiation. *Solar Energy*, Volume 68(3), pages 285–303.
- [Gong *et al.*, 2011] GONG, B., QIAO, J., JIANG, S., LI, Y. et LIU, J. (2011). Analysis on displacement monitoring data of Lijiaxia hydropower station. *Dans: International Symposium on Modern Technologies and Long-term Behavior of Dams, Zhengzhou, China*, pages 505–511.
- [Gottardi, 2009] GOTTARDI, F. (2009). *Estimation statistique de réanalyse des précipitations en montagne. Utilisation d'ébauches par types de temps et assimilation de données d'enneigement. Application aux grands massifs montagneux français*. Thèse de doctorat, Institut polytechnique de Grenoble.
- [Guedes et Coelho, 1985] GUEDES, Q. M. et COELHO, P. S. M. (1985). Statistical behaviour model of dams. *Dans: XVth International Congress on Large Dams, Lausanne*, pages 319–334.
- [Habib, 2010] HABIB, P. (2010). La fissuration des gneiss de Malpasset. *Revue française de géotechnique*, Volume 131-132, pages 19–22.
- [Hernot et Porcher, 1984] HERNOT, H. et PORCHER, G. (1984). *Thermique appliquée aux bâtiments*. Editions parisiennes.
- [Hoonakker *et al.*, 2012] HOONAKKER, M., AIGOUY, S., J.-P., F., GEFFRAYE, G. et PONS, E. (2012). Effets thermiques et maîtrise des sollicitations de voûtes en vallée large, surveillances particulières. *Dans: Colloque technique du CFBR : Auscultation des barrages et des digues, Chambéry*.
- [Hu *et al.*, 2011] HU, W., ZHANG, F. et SONG, L. (2011). Merging model of dam deformation analysis based on neural networks. *Dans: Joint International Symposium on Deformation Monitoring, Hong Kong*.
- [Hulea *et al.*, 2000] HULEA, D., FINKELSTEIN, I., MIHAESTEANU, E. et STEMATIU, D. (2000). Behavior models for Tarnita arch dam. *Dans: XXth International Congress on Large Dams, Beijing*, pages 467–477.
- [ICOLD, 1994] ICOLD (1994). *Viellissement des barrages et des ouvrages annexes : synthèse et recommandations*. Bulletin 93. Commission Internationale des Grands Barrages - International Commission On Large Dams.
- [ICOLD, 2009] ICOLD (2009). *The physical properties of hardened conventional concrete in dams*. Bulletin 145. Commission Internationale des Grands Barrages - International Commission On Large Dams.
- [ICOLD, 2014] ICOLD (2014). Commission internationale des grands barrages - international commission on large dams. <http://www.icold-cigb.net>.
- [Iqbal, 1979] IQBAL, M. (1979). A study of canadian diffuse and total solar radiation data, i. monthly average daily horizontal radiation. *Solar Energy*, Volume 22, pages 81–86.
- [Iqbal, 1983] IQBAL, M. (1983). *An introduction to solar radiation*. Academic Press Canada.
- [Jolliffe, 2002] JOLLIFFE, I. T. (2002). *Principal Component Analysis, Second Edition*. Springer.
- [Joukoff, 1991] JOUKOFF, A. (1991). Climatologie du rayonnement solaire. *Ciel et Terre*, Volume 107(3), pages 59–64.

- [Journal Officiel de la République Française, 2006] JOURNAL OFFICIEL DE LA RÉPUBLIQUE FRANÇAISE (2006). Loi n°2006-1772 du 30 décembre 2006 sur l'eau et les milieux aquatiques.
- [Journal Officiel de la République Française, 2007] JOURNAL OFFICIEL DE LA RÉPUBLIQUE FRANÇAISE (2007). Décret n°2007-1735 du 11 décembre 2007 relatif à la sécurité des ouvrages hydrauliques et au comité technique permanent des barrages et des ouvrages hydrauliques et modifiant le code de l'environnement.
- [Journal Officiel de la République Française, 2008] JOURNAL OFFICIEL DE LA RÉPUBLIQUE FRANÇAISE (2008). Arrêté du 12 juin 2008 définissant le plan de l'étude de dangers des barrages et des digues et en précisant le contenu.
- [Kambezidis *et al.*, 1997] KAMBEZIDIS, H. D., PSILOGLOU, B. E. et SYNODINOU, B. M. (1997). Comparison between measurements and models for daily solar irradiation on tilted surfaces in athens, greece. *Renewable Energy*, Volume 10(4), pages 505–518.
- [Kays et Nedderman, 1974] KAYS, J. M. et NEDDERMAN, R. M. (1974). *An introduction to fluid mechanics and heat transfer : With applications in chemical & mechanical process engineering*. Cambridge University Press.
- [Kilbum et Petley, 2003] KILBUM, C. R. J. et PETLEY, D. N. (2003). Forecasting giant, catastrophic slope collapse : lessons from Vajont, northern Italy. *Geomorphology*, Volume 54, pages 21–32.
- [Klein et Duffie, 1978] KLEIN, S. A. et DUFFIE, J. A. (1978). Estimation of monthly average diffuse radiation. *Dans: Proc. Ann. Meet. Section, Int. Sol. Energy Sot., Denver, Colorado*.
- [Kramer, 1991] KRAMER, M. (1991). Nonlinear principal component analysis using autoassociative neural networks. *AIChE Journal (American Institute of Chemical Engineers)*, Volume 37(2), pages 233–243.
- [Kreith, 1967] KREITH, F. (1967). *Transmission de la chaleur et thermodynamique*. Masson & Cie.
- [Labibzadeh et Khajehdezfuly, 2011] LABIBZADEH, M. et KHAJEHDEZFULY, A. (2011). Thermo-statically safety control of Dez Dam under unexpected lake level reduction. *Journal of American Science*, Volume 7(2), pages 205–212.
- [Labibzadeh *et al.*, 2010] LABIBZADEH, M., SADRNEJAD, S. A. et KHAJEHDEZFULY, A. (2010). Thermal assessment of Karun-1 dam. *Trends in Applied Sciences Research*, Volume 5(4), pages 251–266.
- [Le Delliou, 2003] LE DELLIOU, P. (2003). *Les barrages : conception et maintenance*. Presse Universitaire de Lyon.
- [Le May et Douillet, 1982] LE MAY, Y. et DOUILLET, G. (1982). Trente ans d'expérience dans la surveillance et l'auscultation des barrages d'Électricité de France. *Dans: XIVth International Congress on Large Dams, Rio de Janeiro*, pages 239–260.
- [Liu et Jordan, 1960] LIU, B. Y. H. et JORDAN, R. C. (1960). The interrelationship and characteristic distribution of direct, diffuse and total solar radiation. *Solar Energy*, Volume 4(3), pages 1–19.
- [Liu et Jordan, 1961] LIU, B. Y. H. et JORDAN, R. C. (1961). Daily insolation on surfaces tilted toward equator. *ASHRAE Journal*, Volume 3, pages 53–59.

- [Liu et Jordan, 1963] LIU, B. Y. H. et JORDAN, R. C. (1963). A rational procedure for predicting the long-term average performance of flat-plate solar energy collectors. *Solar Energy*, Volume 7(2), pages 53–74.
- [Lombardi, 2004] LOMBARDI, G. (2004). Advanced data interpretation for diagnosis of concrete dams. *Dans: CISM Udine, Italy*.
- [Lombardi et al., 2008] LOMBARDI, G., AMBERG, F. et DARBRE, G. R. (2008). Algorithm for the prediction of functional delays in the behaviour of concrete dams. *Hydropower & Dams*, Volume 3.
- [Londe, 1990] LONDE, P. (1990). La sécurité des barrages. *Revue Française de Géotechnique*, Volume 51, pages 41–49.
- [Lugiez et al., 1970] LUGIEZ, F., BEAUJOINT, N. et HARDY, X. (1970). L’auscultation des barrages en exploitation au service de la production hydraulique d’Électricité De France, des principes aux résultats. *Dans: Xth International Congress on Large Dams, Montréal*, pages 577–600.
- [Léger et Leclerc, 2007] LÉGER, P. et LECLERC, M. (2007). Hydrostatic, Temperature, Time-Displacement Model for Concrete Dams. *Journal of Engineering Mechanics*, Volume 133(3), pages 267–277.
- [Léger et Seydou, 2009] LÉGER, P. et SEYDOU, S. (2009). Seasonal thermal displacements of gravity dams located in northern regions. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, Volume 23(3), pages 166–174.
- [Léger et al., 1993] LÉGER, P., VENTURELLI, J. et BHATTACHARJEE, S.-S. (1993). Seasonal temperature and stress distributions in concrete gravity dams. *Canadian Journal of Civil Engineering*, Volume 20(6), pages 999–1029.
- [Malla et Wieland, 1999] MALLA, S. et WIELAND, M. (1999). Analysis of an arch-gravity dam with a horizontal crack. *Computers and Structures*, Volume 72, pages 267–278.
- [Marsh, 1987] MARSH, K. N. (1987). *Recommended Reference Materials for the Realization of Physicochemical Properties*. Blackwell Scientific Publications, Oxford.
- [Mata, 2011] MATA, J. (2011). Interpretation of concrete dam behaviour with artificial neural network and multiple linear regression models. *Engineering Structures*, Volume 33, pages 903–910.
- [Mirambell et Aguado, 1990] MIRAMBELL, E. et AGUADO, A. (1990). Temperature and stress distributions in concrete box girder bridges. *Journal of Structural Engineering*, Volume 116(9), pages 2388–2409.
- [Müller, 1987] MÜLLER, L. (1987). The Vajont catastrophe – a personal review. *Engineering Geology*, Volume 24, pages 423–444.
- [Nedushan, 2002] NEDUSHAN, B. A. (2002). *Multivariate statistical analysis of monitoring data for concrete dams*. Thèse de doctorat, McGill University, Montréal.
- [Obernhuber et Perner, 2005] OBERNHUBER, P. et PERNER, F. (2005). Displacements in concrete dams caused by temperature variation. *Hydropower & Dams*, Volume 5, pages 80–86.

- [OFITECO, 2011] OFITECO (2011). Ausmodel 3.1 manual del usuario.
- [Penot, 2005] PENOT, I. (2005). Rex canicule été 2003, barrages-voûtes du parc EDF. Rapport technique, note interne EDF.
- [Penot *et al.*, 2005] PENOT, I., DAUMAS, B. et FABRE, J.-P. (2005). Monitoring behaviour. *International Water Power & Dam Construction*, Volume December, pages 24–27.
- [Penot *et al.*, 2009] PENOT, I., FABRE, J.-P. et DAUMAS, B. (2009). Analyse et modélisation du comportement des ouvrages de génie civil par prise en compte des températures de l'air : Méthode hst thermique. *Dans: XXIIIth International Congress on Large Dams, Brasilia*.
- [Perner *et al.*, 2001] PERNER, F., KOEHLER, W. et OBERNHUBER, P. (2001). Interpretation of Schlegeis dam crest displacements. *Dans: Proceedings of the 6th International Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, ICOLD, Salzburg*.
- [Perner et Obernhuber, 2009] PERNER, F. et OBERNHUBER, P. (2009). Analysis of arch dam deformations. *Dans: International Conference on Long Term Behaviour of Dams, Graz*, pages 252–257.
- [Peyras, 2009] PEYRAS, L. (2009). *Évaluation de la performance et des risques des ouvrages hydrauliques de génie civil*. Habilitation à diriger des recherches en Génie Civil, Université Blaise Pascal - Clermont II.
- [Porras Velásquez, 2007] PORRAS VELÁSQUEZ, J. P. (2007). *Fiber optic temperature measurements : Further Development of the Gradient Method for Leakage Detection and Localization in Earthen Structures*. Thèse de doctorat, TU München, Munich.
- [Post, 1985] POST, G. (1985). Dams and foundation monitoring. *Dans: XVth International Congress on Large Dams, Lausanne*, pages 1623–1727.
- [Poudret, 2013] POUDRET, A. (2013). Amélioration des modèles d'analyses des déplacements des barrages en béton. Projet de Fin d'Étude, École Nationale d'Ingénieur de Saint-Étienne (ENISE).
- [Rakotomalala, 2011] RAKOTOMALALA, R. (2011). *Pratique de la Régression Linéaire Multiple, Diagnostic et sélection de variables, Version 2.0*. Université Lumière Lyon 2.
- [Rousset, 2011] ROUSSET, B. (2011). Auscultation génie civil des barrages béton : Déplacements d'origine thermique. Projet de Fin d'Étude, INSA de Lyon.
- [Ruetz, 1968] RUETZ, W. (1968). An hypothesis for the creep of the hardened cement paste and the influence of simultaneous shrinkage. *Dans: Proceedings of the structure of concrete and its behaviour under load, Londres*, pages 365–387.
- [Salençon, 1997] SALENÇON, M.-J. (1997). Study of the thermal dynamics of two dammed lakes (Pareloup and Rochebut, France), using the EOLE model. *Ecological Modelling*, Volume 104, pages 15–38.
- [Salençon et Calmels, 1994] SALENÇON, M.-J. et CALMELS, P. (1994). Étude de la dynamique des masses d'eau du Lac de Pareloup par traçages. *Hydroécologie Appliquée*, Volume 6, pages 19–58.
- [Schclar Leitão, 2011] SCHCLAR LEITÃO, N. A. (2011). Environmental thermal actions - Thermal analysis of Alto Lindoso Dam. *Dans: 6th International Conference on Dam Engineering, Lisbon*, pages 687–697.

- [Sheibany et Ghaemian, 2005] SHEIBANY, F. et GHAEMIAN, M. (2005). Three dimensional finite element analysis of temperature distribution in concrete arch dam due to environmental action. *Dam Engineering*, Volume XV(4), pages 283–324.
- [Silva Gomes et Silva Matos, 1985] SILVA GOMES, A. F. et SILVA MATOS, D. (1985). Quantitative analysis of dam monitoring results, state of the art, applications and prospects. *Dans: XVth International Congress on Large Dams, Lausanne*, pages 749–761.
- [Simon et al., 2012] SIMON, A., ROYER, M., MAURIS, F. et FABRE, J.-P. (2012). Analysis and interpretation of dam measurements using artificial neural networks. *Dans: Colloque technique du CFBR : Auscultation des barrages et des digues - Pratiques et perspectives Chambéry*.
- [Stucky et Derron, 1957] STUCKY, A. et DERRON, M.-H. (1957). *Problèmes thermiques posés par la construction des barrages-réservoirs*. Paul Feissly.
- [Tatin et al., 2013] TATIN, M., BRIFFAUT, M., DUFOUR, F., SIMON, A. et FABRE, J.-P. (2013). Thermal displacements of concrete dams : Finite element and statistical modelling. *Dans: 9th ICOLD European Club Symposium, Venice*, page B.24.
- [Tatin et al., 2014a] TATIN, M., BRIFFAUT, M., DUFOUR, F., SIMON, A. et FABRE, J.-P. (2014a). Déplacements d’origine thermique des barrages en béton : amélioration des modèles d’analyse statistique. *Dans: COGECH (Congrès Génie-Civil Hydraulique interne EDF), Oz en Oisans*.
- [Tatin et al., 2014b] TATIN, M., BRIFFAUT, M., DUFOUR, F., SIMON, A. et FABRE, J.-P. (2014b). Déplacements d’origine thermique des barrages en béton : justification, clarification et amélioration des analyses statistiques. *Annales du Batiment et des Travaux Publics (V^{ème} Congrès DIAGNOBETON, Toulouse)*, Volume 66(1–2–3), pages 195–200.
- [Tatin et al., 2014c] TATIN, M., BRIFFAUT, M., DUFOUR, F., SIMON, A. et FABRE, J.-P. (2014c). Thermal displacement of concrete dams : Accounting for water temperature in statistical models. *Engineering Structures*, Volume * (en cours de soumission).
- [Tatin et al., 2012] TATIN, M., BRIFFAUT, M., DUFOUR, F., SIMON, A., FABRE, J.-P. et ROUSSET, B. (2012). Thermal deformation of concrete dams : Justification, clarification and improvement of statistical analysis. *Dans: Dams : Engineering in a Social and Environmental Context. Proceedings of the 17th Conference of the British Dam Society, Leeds*, pages 145–156.
- [Timoshenko et Goodier, 1970] TIMOSHENKO, S. P. et GOODIER, J. N. (1970). *Theory of elasticity*. McGraw-Hill.
- [Trahi, 2011] TRAHI, F. (2011). Prédiction de l’irradiation solaire globale pour la région de Tizi-Ouzou par les réseaux de neurones artificiels. Application pour le dimensionnement d’une installation photovoltaïque pour l’alimentation du laboratoire de recherche LAMPA. Mémoire de Master, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, Algérie.
- [Ulm et Acker, 1998] ULM, F.-J. et ACKER, P. (1998). Le point sur le fluage et la recouvrance des bétons. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, Le fluage dans les ouvrages en béton*, Volume Spécial XX, pages 73–82.
- [USACE, 1994] USACE (1994). *Arch Dam Design, Engineer Manual*. U.S. Army Corps of Engineers.
- [USBR, 1977] USBR (1977). *Design of Arch Dams*. A Water Resources Technical Publication. United States Department of the Interior, Bureau of Reclamation.

- [Veltrop *et al.*, 1990] VELTROP, J. A., YEH, C. H. et PAUL, W. J. (1990). Evaluation of cracks in a multiple arch dam. *Dam Engineering*, Volume 1(1), pages 5–12.
- [Vivier, 1963] VIVIER, P. (1963). Température et oxygène dissous en profondeur dans les lacs de barrage industriels Français. *International Association of Scientific Hydrology*, Volume 8(2), pages 23–30.
- [Weber, 2001] WEBER, B. (2001). Linear regression models for dam monitoring based on statistical analysis. *Dans: Proceedings of the 6th International Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, ICOLD, Salzburg*, pages 70–74.
- [Weber *et al.*, 2010] WEBER, B., PERNER, F. et OBERNHUBER, P. (2010). Displacements of concrete dams determined from recorded temperatures. *Dans: 8th ICOLD European Club Symposium, Innsbruck*, pages 599–604.
- [Willm et Beaujoint, 1967] WILLM, G. et BEAUJOINT, N. (1967). Les méthodes de surveillance des barrages au service de la production hydraulique d'Électricité De France. *Dans: IXth International Congress on Large Dams, Istanbul*, pages 529–550.
- [Winter et Nilson, 1979] WINTER, G. et NILSON, A. H. (1979). *Design of Concrete Structures*. McGraw-Hill Book Company, New York.
- [Włodarczyk et Nowak, 2009] WŁODARCZYK, D. et NOWAK, H. (2009). Statistical analysis of solar radiation models onto inclined planes for climatic conditions of lower silesia in poland. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Volume 9(2), pages 127–144.

Annexe A

Les principaux aléas naturels auxquels sont exposés les barrages en béton

Les aléas naturels regroupent tous les événements naturels pouvant poser des problèmes à l'intégrité de l'ouvrage et potentiellement conduire à sa rupture. On distingue trois principaux aléas : les crues, les séismes et les glissements de terrain.

A.1 Les crues

Les barrages sont généralement dimensionnés pour pouvoir faire passer des crues comprises entre la crue millénaire et la crue déca-millénaire (crue de projet). Par l'augmentation de la poussée hydrostatique, les crues exceptionnelles d'intensité supérieure à celle retenue pour le dimensionnement des organes d'évacuation des crues, peuvent être à l'origine de rupture de barrage. La phase de chantier pour les barrages en construction est une période particulièrement sensible aux risques de crue, car les ouvrages d'évacuation ne sont pas encore opérationnels.



FIGURE A.1 – Photographie du barrage de la Rouvière pendant un déversement lors d'un épisode de crue.

A.2 Les séismes

Le risque sismique est généralement étudié de manière approfondie lors de la conception d'un ouvrage. Bien que les séismes puissent causer des dommages à ne pas négliger (déformations, tassements, fissures, etc.), il n'a jamais été constaté de rupture d'ouvrage directement imputable à un séisme.

A.3 Les glissements de terrain dans les retenues.

Les grands barrages étant souvent situés en zones montagneuses, la stabilité des versants est alors de première importance. La création d'une retenue artificielle est susceptible de provoquer des désordres dans le terrain naturel pouvant conduire à des glissements ou éboulements. En fonction des masses en mouvement et de la vitesse d'impact, les conséquences peuvent être variables. L'accident du Vajont constitue un cas extrême de ce type de risque (fig. A.2). En 1963, l'effondrement, à plus de 90 km/h, d'un pan entier de montagne (environ 270 millions de m³ de terre et de roche) dans la retenue pleine, a provoqué la formation d'une vague de plus de 50 m de hauteur par-dessus le barrage ([Müller, 1987], [Belloni et Stefani, 1987], [Kilbum et Petley, 2003], [Barla et Paronuzzi, 2013]). Bien que le barrage ait résisté, la vague a descendu la vallée à l'aval du barrage, détruisant un village et tuant environ 2000 personnes. L'étude de la géologie est donc nécessaire pour repérer les zones potentiellement instables et dangereuses qui doivent par la suite être auscultées afin de détecter les évolutions et signes précurseurs à un éventuel glissement.



(a) Vue depuis l'aval juste après l'effondrement.



(b) Vue depuis l'amont plusieurs années après l'effondrement.

FIGURE A.2 – Photographies du barrage du Vajont dont la retenue est maintenant remplie par l'effondrement d'un pan de montagne.

Annexe B

Principaux phénomènes mesurés sur les barrages en béton en exploitation et instrumentation associée

B.1 Les déplacements

Les déplacements sont des grandeurs globales (intégration des déformations sur une grande distance). Ils peuvent être absolus ou relatifs (entre deux points de la structure).

Les déplacements absolus sont généralement mesurés par topographie (planimétrie, nivellement) à l'aide de cibles fixées au parement aval et de plots de visées situés suffisamment loin du barrage (ce sont en réalité des déplacements relatifs qui sont mesurés, mais dans un référentiel supposé fixe). Ces mesures sont longues et coûteuses et sont par conséquent réalisées avec une fréquence assez faible (généralement une ou deux fois par an). Elles sont utilisées pour suivre le comportement à long terme du barrage, mais ne peuvent pas servir à la détection de phénomènes à évolutions rapides. Les mesures de nivellement de la crête des ouvrages sont particulièrement intéressantes pour suivre d'éventuels tassements de la fondation ou au contraire un soulèvement qui peut témoigner d'un gonflement du béton.

Les techniques topographiques ont fortement évolué ces dernières années. Parmi les évolutions, on peut citer notamment : la lasergrammétrie (Lidar), la photogrammétrie numérique et les traitements associés d'auto-corrélation d'images, les techniques spatiales GNSS (Global Navigation Satellite System) et InSAR (Interférométrie Satellitaire Radar), mais aussi les techniques classiques automatisées. De plus, le développement des drones permet d'envisager des relevés à partir de points de vue jusque là difficilement accessibles. Néanmoins, ces outils doivent être parfaitement maîtrisés afin de garantir une qualité et une répétitivité de mesure en accord avec le besoin et afin d'appréhender correctement leur niveau d'incertitude.

Les pendules (fig. B.2) sont quant à eux des dispositifs de mesure de déplacements relatifs. Ils peuvent être directs ou inversés et fonctionnent selon le principe d'un fil à plomb. Ils sont généralement disposés dans un puit vertical. Le pendule direct est constitué d'un long fil (jusqu'à 50 m) tendu par un poids à sa base et fixé à l'ouvrage à son extrémité supérieure. Le poids est plongé dans un bac amortisseur qui permet d'éviter les oscillations du fil. À sa base, un dispositif de mesure optique permet d'obtenir le déplacement du fil dans deux directions. Cette mesure permet alors de déterminer le déplacement relatif entre le point d'ancrage du pendule et la table de lecture avec une précision de l'ordre de 0,2 mm pour la mesure manuelle et de 0,1 mm pour la télémessure (capteurs CCD). Les pendules inversés sont utilisés pour mesurer les déplacements entre la fondation et la base de la structure. Le fil est fixé au fond du puits dans la fondation et est tendu par un flotteur dans sa partie supérieure. Il est rare qu'un seul pendule mesure les déplacements d'un ouvrage sur toute sa hauteur. Ils sont alors agencés les

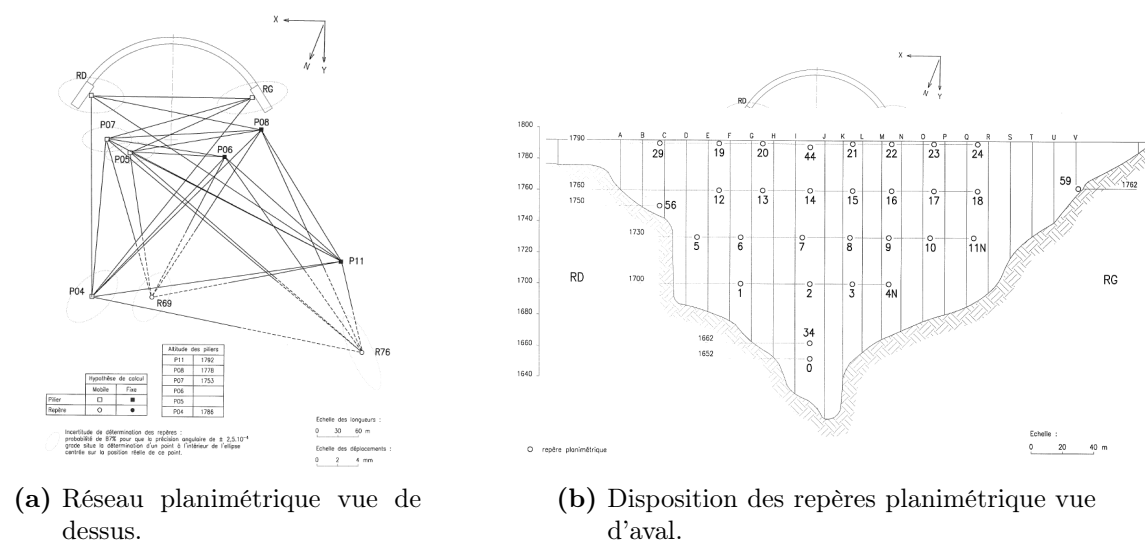


FIGURE B.1 – Schéma d'un réseau topographique.

uns au-dessus des autres de manière à pouvoir obtenir le déplacement relatif de la crête du barrage par rapport à sa fondation en cumulant les mesures des différents pendules. Dans le cas d'un cumul de pendules, la précision de la mesure est réduite (incertitude maximale de $\pm 0,8$ mm sur l'ensemble du dispositif). Il est à noter que certains pendules sont également équipés d'un dispositif de mesure « en z » permettant d'obtenir les déplacements verticaux.

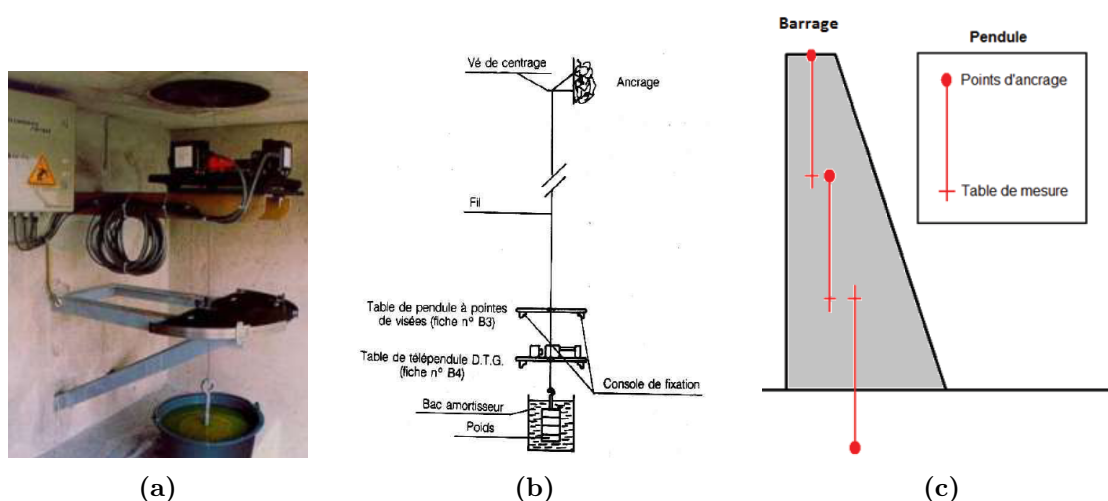


FIGURE B.2 – Photographie (B.2a) et schémas de principe d'un pendule direct (B.2b) et d'une chaîne de pendule (B.2c).

B.2 Les déformations

Pour un suivi plus local des déformations du béton, certains grands barrages sont équipés d'extensomètres « à cordes vibrantes » (fig. B.3). Ces capteurs, noyés dans le béton lors de la construction, sont constitués d'une corde tendue entre les deux extrémités des capteurs, ces extrémités étant solidaires du béton. Cette technologie consiste à mesurer la fréquence de vibration de la corde, par suite d'une excitation magnétique produite à l'aide d'une bobine. Cette fréquence est fonction de l'allongement de la corde et permet de remonter à la déformation du

béton. Les capteurs à corde vibrante sont très intéressants du point de vue facilité des mesures et possibilité de télétransmission.

Bien souvent, ces capteurs ne sont plus utilisés pour l'auscultation des barrages, car le fluage est amorti rapidement au bout de 20 années d'analyse. De plus, cette mesure est très locale et il est difficile d'estimer l'effet hydrostatique associé. Ils peuvent cependant être re-exploités pour suivre certaines pathologies comme le gonflement.

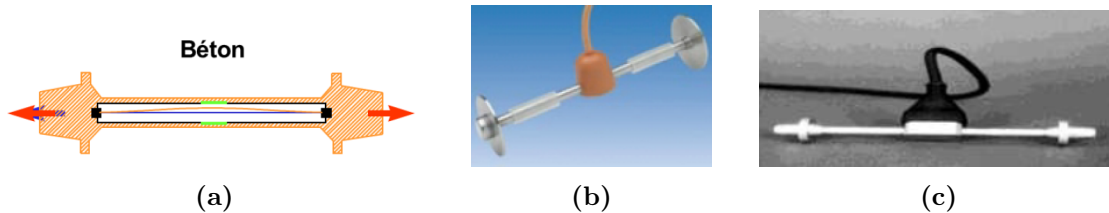


FIGURE B.3 – Schéma et photographies de capteurs à corde vibrante.

B.3 Les mouvements relatifs des joints de plots et les ouvertures de fissures

Afin de suivre le mouvement relatif entre deux plots voisins ou entre deux lèvres d'une fissure, les barrages en béton sont équipés de capteurs appelés « vinchons » du nom de son inventeur (fig. B.4). Les vinchons permettent de mesurer les mouvements relatifs dans trois directions orthogonales, au moyen de deux bras scellés dans le béton de part et d'autre du joint. La mesure se fait au pied à coulisse avec une précision de lecture de 0,1 mm. Une version télémessurée existe également.

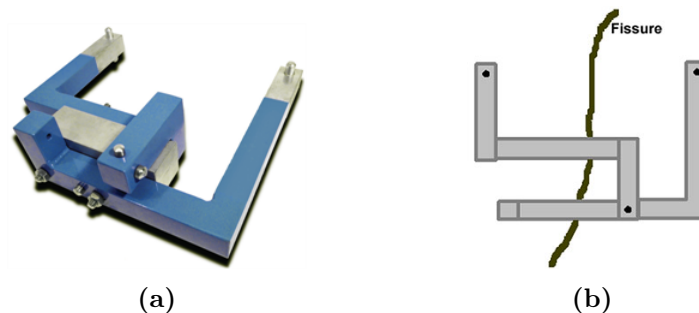


FIGURE B.4 – Photographie et schéma d'un vinchon.

Les ouvertures des fissures en pied amont des barrages-voûtes sont suivies à l'aide de distofors (fig. B.5). Il s'agit d'une tige en acier ancrée en fond de forage. Un ensemble de deux bobines contiguës est solidaire de la tige et se déplace à l'intérieur d'une bague de couplage qui est liée au massif à surveiller. La mesure électrique, facile à télémessurer, fournit alors un déplacement relatif entre deux points inaccessibles situés dans un forage de fondation (avec une précision de $\pm 0,1$ mm).

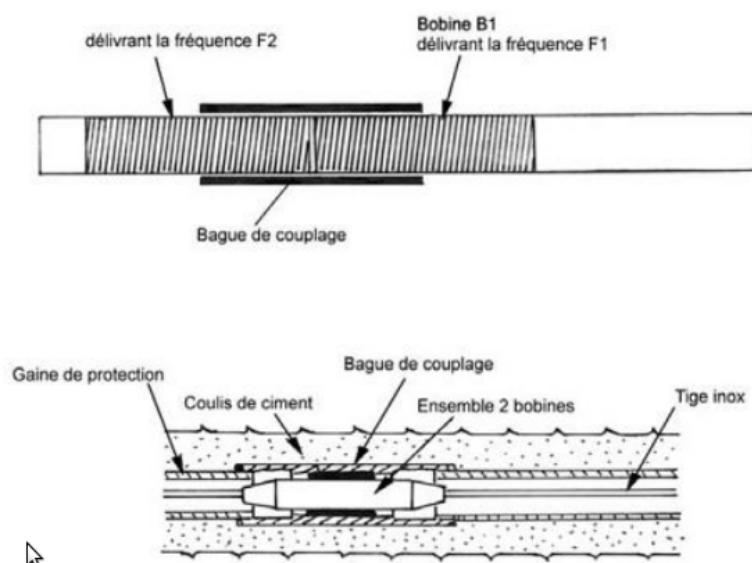


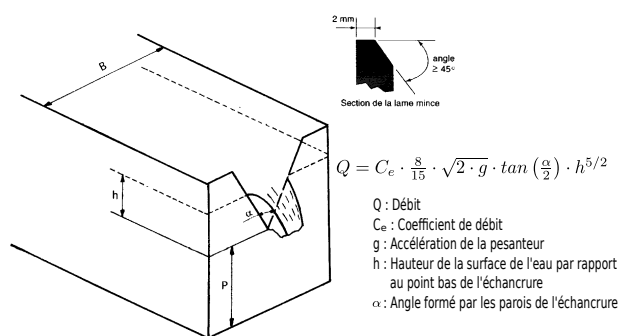
FIGURE B.5 – Schéma de principe d'un distoform.

B.4 Les débits de fuite et de drainage

Les fuites dues à la percolation de l'eau dans le béton et dans la fondation sont recueillies dans des canaux à l'aide de drains disposés dans l'ouvrage. Les débits sont alors mesurés à l'aide de déversoirs triangulaires (figure B.6). La hauteur d'eau présente dans le dispositif est mesurée à l'aide d'un capteur à ultrasons. Une relation hauteur-débit spécifique à la géométrie du déversoir permet de déterminer le débit dans le canal. L'ensemble est équipé en entrée d'un dispositif permettant de réduire fortement les turbulences de l'écoulement d'eau. La conception du dispositif d'auscultation nécessite un questionnement préalable afin de regrouper les débits significatifs par zones homogènes d'ouvrage. L'efficacité des diagnostics est par exemple améliorée si les fuites dans la fondation sont séparées de celles de l'ouvrage.



(a)



(b)

FIGURE B.6 – Photographie et schéma d'un déversoir triangulaire pour la mesure des débits.

B.5 Les sous-pressions (pressions interstitielles dans la fondation et au contact béton-rocher)

Les mesures de pressions interstitielles sont réalisées à l'aide de piézomètres (figure B.7). Un piézomètre est un forage tubé muni d'une crépine à l'endroit où l'on souhaite connaître la pression. La crépine laisse passer l'eau, mais filtre les particules fines. La hauteur d'eau dans le tube (niveau piézométrique) permet de remonter à la pression interstitielle à l'endroit de la crépine. La mesure peut se faire directement par un relevé de la hauteur d'eau dans le tube (si la pression en tête de tube est trop importante, on y installe un manomètre). Néanmoins, la mesure est généralement faite à l'aide de cellules de pression plongées dans le forage. La technologie utilisée est une nouvelle fois la corde vibrante. Ici le capteur est séparé en deux chambres. Dans l'une se trouve une corde tendue entre l'extrémité du capteur et la membrane séparant les deux chambres. Dans la seconde, l'eau peut rentrer et déforme la membrane de séparation en fonction de la pression à laquelle se trouve le capteur. De cette manière, la fréquence propre de vibration de la corde se modifie en fonction de la pression et l'on peut déterminer la pression à laquelle le capteur est soumis.

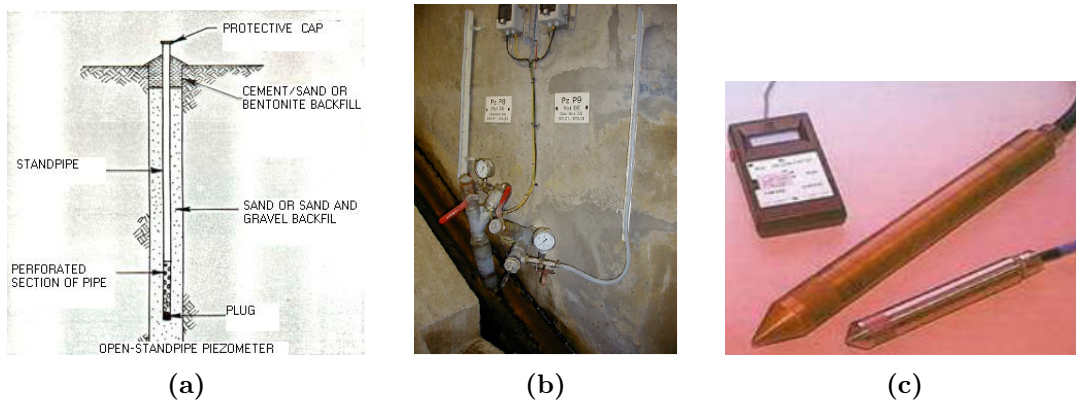


FIGURE B.7 – Schéma d'un tube piézométrique (B.7a) et photographies de la tête d'un tube piézométrique (B.7b) et d'une cellule de pression (B.7c).

Les piézomètres peuvent être placés dans le rocher à l'aval du voile d'étanchéité pour vérifier un bon rabattement des pressions. Par ailleurs, les piézomètres à l'aval du barrage permettent de s'assurer l'absence de contournement de l'eau sous le barrage.

Annexe C

Le théorème de réciprocité thermo-élastique

C.1 Problème d'élasticité linéaire isotrope

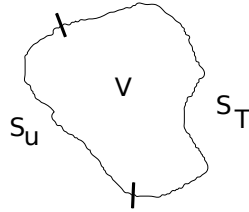


FIGURE C.1 – Milieu continu de volume V délimité par deux surfaces S_T et S_u sur lesquelles les conditions aux limites sont respectivement des efforts imposés et des déplacements imposés.

Considérons un milieu continu (figure C.1) dont on cherche à déterminer les champs de déplacements \vec{u} , de contraintes $\bar{\sigma}$ et de déformations $\bar{\varepsilon}$ sous l'effet d'une combinaison de sollicitations :

- des déplacements \vec{u}_d imposés sur la surface S_u
- un champ de force surfacique \vec{T}_d imposé sur la surface S_T
- un champ de force volumique \vec{f}_d imposé dans le volume V

Sous l'hypothèse des petites déformations, le problème d'élasticité isotrope se caractérise alors par les équations suivantes :

- Des équations cinématiques :

$$\begin{cases} \bar{\varepsilon} = \frac{1}{2} \cdot \left(\text{grad}(\vec{u}) + \text{grad}^T(\vec{u}) \right) & \text{sur } V \\ \vec{u} = \vec{u}_d & \text{sur } S_u \end{cases} \quad (\text{C.1})$$

- Des équations d'équilibre :

$$\begin{cases} \text{div}(\bar{\sigma}) + \vec{f}_d = \vec{0} & \text{sur } V \\ \bar{\sigma} \cdot \vec{n} = \vec{T}_d & \text{sur } S_T \end{cases} \quad (\text{C.2})$$

- Une équation de comportement (loi de Hooke) :

$$\bar{\sigma} = \frac{E \cdot \nu}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)} \cdot \text{tr}(\bar{\varepsilon}) \cdot \bar{I} + \frac{E}{1 + \nu} \cdot \bar{\varepsilon} \quad \text{sur } V \quad (\text{C.3})$$

Où \vec{n} est la normale à la surface, \bar{I} est le tenseur identité, E est le module de Young du matériau et ν est son coefficient de poisson.

C.2 Problème de thermo-élasticité

Le problème de thermo-élasticité diffère du problème élastique par la loi de comportement qui fait intervenir le champ de température T , la température de référence T_{ref} (c'est la température pour laquelle les contraintes thermiques sont nulles) et le coefficient de dilatation thermique du matériau α :

$$\bar{\sigma} = \underbrace{\frac{E \cdot \nu}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)} \cdot tr(\bar{\varepsilon}) \cdot \bar{I} + \frac{E}{1 + \nu} \cdot \bar{\varepsilon}}_{\text{Contraintes mécaniques}} - \underbrace{\frac{E}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \alpha \cdot (T - T_{ref}) \cdot \bar{I}}_{\text{Contraintes thermiques}} \quad \text{sur } V \quad (C.4)$$

qui peut également s'écrire en terme de déformation :

$$\bar{\varepsilon} = \underbrace{\frac{1 + \nu}{E} \cdot \bar{\sigma} - \frac{\nu}{E} \cdot tr(\bar{\sigma}) \cdot \bar{I}}_{\text{Déformations mécaniques}} + \underbrace{\alpha \cdot (T - T_{ref}) \cdot \bar{I}}_{\text{Déformations thermiques}} \quad (C.5)$$

Le problème thermo-élastique peut être vu comme un problème d'élasticité où le chargement d'origine thermique s'exprime par :

– une force surfacique supplémentaire :

$$\vec{T}_d^* = \frac{E \cdot \alpha \cdot (T - T_{ref})}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \vec{n} \quad \text{sur } S_T \quad (C.6)$$

– une force volumique supplémentaire :

$$\vec{f}_d^* = -\frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \overrightarrow{grad}(T - T_{ref}) \quad \text{sur } V \quad (C.7)$$

C.3 Théorème de réciprocité élastique

Considérons un corps élastique de volume V (figure C.1) encastré sur la surface S_u (le champ de déplacement $\vec{u} = \vec{0}$ sur S_u) et les deux systèmes de sollicitations suivants :

1. Une force surfacique \vec{T}_1 s'exerçant sur la surface S_T et un champ de force volumique \vec{f}_1 s'exerçant dans le volume V
2. Une force surfacique \vec{T}_2 s'exerçant sur la surface S_T et un champ de force volumique \vec{f}_2 s'exerçant dans le volume V

Le théorème de réciprocité élastique indique alors que le travail $W_{1/2}$ des forces du système 1 relativement aux déplacements \vec{u}_2 produits par le système 2 est égal au travail $W_{2/1}$ des forces du système 2 relativement aux déplacements \vec{u}_1 produits par le système 1.

Le travail $W_{1/2}$ s'écrit :

$$W_{1/2} = \int_{S_T} \vec{T}_1 \cdot \vec{u}_2 ds + \int_V \vec{f}_1 \cdot \vec{u}_2 dv \quad (C.8)$$

L'équation d'équilibre sur la surface S_T nous permet d'écrire :

$$W_{1/2} = \int_{S_T} \bar{\sigma}_1 \cdot \vec{n} \cdot \vec{u}_2 ds + \int_V \vec{f}_1 \cdot \vec{u}_2 dv \quad (C.9)$$

Où $\bar{\sigma}_1$ est le tenseur des contraintes du système de sollicitations 1. En utilisant le théorème de Green-Ostrogradski ($\int_S \vec{A} \cdot \vec{n} ds = \int_V div(\vec{A}) dv$), il vient :

$$W_{1/2} = \int_V \text{div}(\bar{\sigma}_1 \cdot \vec{u}_2) dv + \int_V \vec{f}_1 \cdot \vec{u}_2 dv \quad (\text{C.10})$$

Pour un milieu de Cauchy, puisque le tenseur des contraintes est symétrique et que nous avons fait l'hypothèse des petites déformations, on peut écrire $\text{div}(\bar{\sigma} \cdot \vec{u}) = \text{div}(\bar{\sigma}) \cdot \vec{u} + \bar{\sigma} : (1/2 \cdot (\text{grad}(\vec{u}) + \text{grad}^T(\vec{u})))$. Il vient alors :

$$W_{1/2} = \int_V \text{div}(\bar{\sigma}_1) \cdot \vec{u}_2 + \bar{\sigma}_1 : \left(1/2 \cdot (\text{grad}(\vec{u}_2) + \text{grad}^T(\vec{u}_2)) \right) + \vec{f}_1 \cdot \vec{u}_2 dv \quad (\text{C.11})$$

L'équation d'équilibre sur le volume V nous permet alors d'écrire :

$$W_{1/2} = \int_V \bar{\sigma}_1 : \bar{\varepsilon}_2 dv \quad (\text{C.12})$$

Où l'opérateur « : » est le produit doublement contracté ($\bar{\sigma}_1 : \bar{\varepsilon}_2 = \text{tr}(\bar{\sigma}_1 \cdot \bar{\varepsilon}_2^T)$) et $\bar{\varepsilon}_2$ est le tenseur des déformations produites par le système de sollicitations 2. En utilisant la loi de comportement élastique, il vient :

$$W_{1/2} = \int_V \bar{\sigma}_1 : \left(\frac{1+\nu}{E} \cdot \bar{\sigma}_2 - \frac{\nu}{E} \cdot \text{tr}(\bar{\sigma}_2) \cdot \bar{I} \right) dv \quad (\text{C.13})$$

Enfin, en développant cette dernière expression, on obtient :

$$W_{1/2} = \int_V \frac{1+\nu}{E} \cdot \bar{\sigma}_1 : \bar{\sigma}_2 - \frac{\nu}{E} \cdot \text{tr}(\bar{\sigma}_2) \cdot \text{tr}(\bar{\sigma}_1) dv \quad (\text{C.14})$$

Et donc $W_{1/2} = W_{2/1}$.

C.4 Théorème de réciprocité thermo-élastique

Le théorème de réciprocité thermo-élastique est directement issu du théorème de réciprocité élastique en considérant cette fois que le deuxième état de sollicitation est maintenant d'origine thermique et en ramenant celui-ci à un système de sollicitations purement mécanique :

$$\begin{cases} \vec{T}_2 = \frac{E \cdot \alpha \cdot (T - T_{ref})}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \vec{n} & \text{sur } S_T \\ \vec{f}_2 = -\frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \overrightarrow{\text{grad}}(T - T_{ref}) & \text{sur } V \end{cases} \quad (\text{C.15})$$

Le travail de ce système de sollicitation thermique relativement aux déplacements \vec{u}_1 produits par le système 1 s'écrit alors :

$$\begin{aligned} W_{2/1} &= \int_{S_T} \vec{T}_2 \cdot \vec{u}_1 ds + \int_V \vec{f}_2 \cdot \vec{u}_1 dv \\ W_{2/1} &= \frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \int_{S_T} (T - T_{ref}) \cdot \vec{n} \cdot \vec{u}_1 ds \\ &\quad - \frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \int_V \overrightarrow{\text{grad}}(T - T_{ref}) \cdot \vec{u}_1 dv \end{aligned} \quad (\text{C.16})$$

L'application du théorème de Green-Ostrogradski nous donne alors :

$$\begin{aligned}
 W_{2/1} = & \frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \int_V \text{div}((T - T_{ref}) \cdot \vec{u}_1) dv \\
 & - \frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \int_V \overrightarrow{\text{grad}}(T - T_{ref}) \cdot \vec{u}_1 dv
 \end{aligned} \tag{C.17}$$

Le développement du premier terme nous permet alors d'obtenir :

$$\begin{aligned}
 W_{2/1} = & \frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \int_V (T - T_{ref}) \cdot \text{div}(\vec{u}_1) + \vec{u}_1 \cdot \overrightarrow{\text{grad}}(T - T_{ref}) dv \\
 & - \frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \int_V \overrightarrow{\text{grad}}(T - T_{ref}) \cdot \vec{u}_1 dv \\
 W_{2/1} = & \frac{E \cdot \alpha}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \int_V (T - T_{ref}) \cdot \text{div}(\vec{u}_1) dv
 \end{aligned} \tag{C.18}$$

Étant donné que $\text{tr}(\bar{\bar{\epsilon}}) = \text{div}(\vec{u})$, la loi de comportement élastique nous permet d'écrire $\frac{E}{1-2\nu} \cdot \text{div}(\vec{u}) = \text{tr}(\bar{\bar{\sigma}})$. L'équation précédente se simplifie alors :

$$W_{2/1} = \int_V \alpha \cdot (T - T_{ref}) \cdot \text{tr}(\bar{\bar{\sigma}}_1) dv \tag{C.19}$$

L'application du théorème de réciprocité élastique nous donne alors l'égalité :

$$W_{1/2} = W_{2/1} \tag{C.20}$$

soit :

$$\int_{S_T} \vec{T}_1 \cdot \vec{u}_2 dS + \int_V \vec{f}_1 \cdot \vec{u}_2 dv = \int_V \alpha \cdot (T - T_{ref}) \cdot \text{tr}(\bar{\bar{\sigma}}_1) dv \tag{C.21}$$

Annexe D

Décomposition polynomiale d'un champ scalaire unidimensionnel

D.1 Décomposition en un polynôme de degré 1

Soit $y(x)$ un champ scalaire unidimensionnel défini sur $x \in [0, L]$. On cherche à approcher ce champ scalaire par un polynôme de degré 1 :

$$y(x) = a + b \cdot \left(x - \frac{L}{2}\right) + \varepsilon(x) \quad (\text{D.1})$$

Où a et b sont des coefficients réels et ε est le résidu de la régression. Le problème consiste alors à déterminer les valeurs \hat{a} et \hat{b} des coefficients a et b pour lesquelles la somme du carré des résidus est minimum (méthode des moindres carrés). Le problème consiste donc à minimiser la fonction $S(a, b)$:

$$S(a, b) = \int_0^L \varepsilon(x)^2 dx = \int_0^L \left(y - b \cdot \left(x - \frac{L}{2}\right) - a\right)^2 dx \quad (\text{D.2})$$

En développant, on obtient :

$$\begin{aligned} S(a, b) = \int_0^L y^2 dx + b^2 \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right)^2 dx + a^2 \cdot \int_0^L dx - 2 \cdot b \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right) \cdot y dx \\ - 2 \cdot a \cdot \int_0^L y dx + 2 \cdot a \cdot b \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right) dx \end{aligned} \quad (\text{D.3})$$

Les dérivées partielles de la fonction $S(a, b)$ s'écrivent :

$$\frac{\partial S}{\partial a} = 2 \cdot a \cdot \int_0^L dx - 2 \cdot \int_0^L y dx + 2 \cdot b \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right) dx \quad (\text{D.4})$$

et :

$$\frac{\partial S}{\partial b} = 2 \cdot b \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right)^2 dx - 2 \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right) \cdot y dx + 2 \cdot a \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right) dx \quad (\text{D.5})$$

Le minimum de la fonction est atteint lorsque les dérivées partielles s'annulent. Cela revient donc à résoudre le système d'équations à deux inconnues (\hat{a} et \hat{b}) suivant :

$$\begin{cases} 2 \cdot \hat{a} \cdot \int_0^L dx - 2 \cdot \int_0^L y dx + 2 \cdot \hat{b} \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right) dx & = 0 \\ 2 \cdot \hat{b} \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right)^2 dx - 2 \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right) \cdot y dx + 2 \cdot \hat{a} \cdot \int_0^L \left(x - \frac{L}{2}\right) dx & = 0 \end{cases} \quad (\text{D.6})$$

La résolution de ce système d'équations ne pose aucune difficulté majeure et donne comme solution :

$$\begin{cases} \hat{a} &= \frac{1}{L} \int_0^L y(x) dx \\ \hat{b} &= \frac{12}{L^3} \int_0^L y(x) \cdot \left(x - \frac{L}{2}\right) dx \end{cases} \quad (\text{D.7})$$

\hat{a} est la moyenne et \hat{b} le gradient (ou moment d'ordre 1) du champ scalaire $y(x)$.

D.2 Décomposition en un polynôme de degré 2

Soit $y(x)$ un champ scalaire unidimensionnel défini sur $x \in [0, L]$. On cherche à approcher ce champ scalaire par un polynôme de degré 2 :

$$y(x) = a + b \cdot \left(x - \frac{L}{2}\right) + c \cdot \left(x^2 - L \cdot x + \frac{L^2}{6}\right) + \varepsilon(x) \quad (\text{D.8})$$

Où a , b et c sont des coefficients réels et ε est le résidu de la régression. Le problème consiste alors à déterminer les valeurs \hat{a} , \hat{b} et \hat{c} des coefficients a , b et c pour lesquelles la somme du carré des résidus est minimum (méthode des moindres carrés). Le problème consiste donc à minimiser la fonction $S(a, b, c)$:

$$S(a, b, c) = \int_0^L \varepsilon(x)^2 dx = \int_0^L \left(y - a - b \cdot \left(x - \frac{L}{2}\right) - c \cdot \left(x^2 - L \cdot x + \frac{L^2}{6}\right)\right)^2 dx \quad (\text{D.9})$$

En procédant de la même manière que dans la section précédente (section D.1), on se ramène à un système d'équations à 3 inconnues (\hat{a} , \hat{b} et \hat{c}) dont la résolution ne pose pas de problème majeur. On obtient alors :

$$\begin{cases} \hat{a} &= \frac{1}{L} \int_0^L y(x) dx \\ \hat{b} &= \frac{12}{L^3} \int_0^L y(x) \cdot \left(x - \frac{L}{2}\right) dx \\ \hat{c} &= \frac{180}{L^5} \int_0^L y(x) \cdot \left(x^2 - L \cdot x + \frac{L^2}{6}\right) dx \end{cases} \quad (\text{D.10})$$

\hat{a} est la moyenne, \hat{b} le gradient (ou moment d'ordre 1) et \hat{c} le moment d'ordre 2 du champ scalaire $y(x)$.

Annexe E

Estimation de la quantité de rayonnement solaire reçue par un plan d'inclinaison quelconque

E.1 Référentiel temporel

Une rotation de la Terre sur elle-même autour de l'axe des pôles correspond à une durée 23 h 56 min et 4 s. La Terre tourne également autour du Soleil en un an (environ 365,25 jours), selon une trajectoire légèrement elliptique, dont le Soleil est un des foyers. La durée entre deux passages successifs du Soleil dans le plan méridien d'un lieu quelconque de la Terre est donc égale, en moyenne, au temps de rotation de la Terre sur elle-même auquel vient s'ajouter 1/365,25 tours supplémentaires. Cette durée est donc de 24 h.

On définit un méridien de référence (Greenwich) et le temps de ce méridien est considéré comme étant le temps universel TU (une journée correspond 24 h exactement). On peut ainsi définir le temps en tout point de la surface de la Terre à partir de cette référence (équation (E.1)), ce temps sera appelé TSM (temps solaire moyen).

$$TSM = TU + Lo/15 \quad (E.1)$$

Où Lo est la longitude en degrés à partir du méridien de Greenwich (positif vers l'est). Il est important de noter que ce temps solaire moyen TSM varie pour toute longitude et est différent du temps civil qui est lui constant sur l'ensemble d'un fuseau horaire (intervalle de longitude) et fait intervenir par ailleurs des constantes de correction (heure d'été/hiver) qui diffèrent suivant les pays.

En réalité, la vitesse de rotation de la Terre autour du Soleil n'est pas parfaitement régulière en raison de l'excentricité de l'orbite terrestre et de l'obliquité de l'écliptique. Elle est plus élevée lorsque la Terre est plus proche du Soleil (hiver) est plus faible lorsque la Terre est éloignée du Soleil (été). Ainsi, la durée réelle séparant deux passages successifs du soleil au méridien local du lieu considéré varie suivant les jours de l'année et n'est donc pas exactement de 24 h (la durée de 24 h correspond à la moyenne annuelle). Cette durée correspond au temps solaire vrai TSV qui est donné par la relation :

$$TSV = TSM + E_t \quad (E.2)$$

où E_t est l'équation du temps (figure E.1) donnée par la relation :

$$E_t = \frac{1}{60} \cdot \left[9,87 \cdot \sin \left(4 \cdot \pi \cdot \frac{J-81}{365} \right) - 7,53 \cdot \cos \left(2 \cdot \pi \cdot \frac{J-81}{365} \right) - 1,5 \cdot \sin \left(2 \cdot \pi \cdot \frac{J-81}{365} \right) \right] \quad (\text{E.3})$$

Avec J le numéro du jour de l'année.

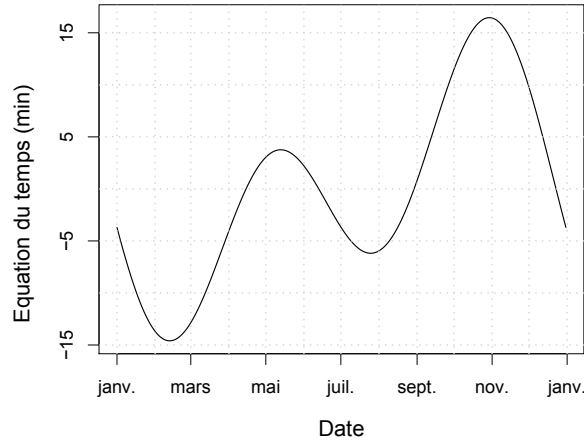


FIGURE E.1 – Variation annuelle de l'équation du temps (en minute).

E.2 Référentiel spatial

La position sur la terre du lieu étudié est repérée par sa latitude et sa longitude (figure E.2a). La latitude Φ_L représente la position angulaire par rapport à l'équateur. Elle est comprise entre -90° (pôle Sud) et 90° (pôle Nord). La longitude L_o donne la position angulaire par rapport au méridien de Greenwich. Elle est comprise entre -180° et 180° et est comptée positivement vers l'est.

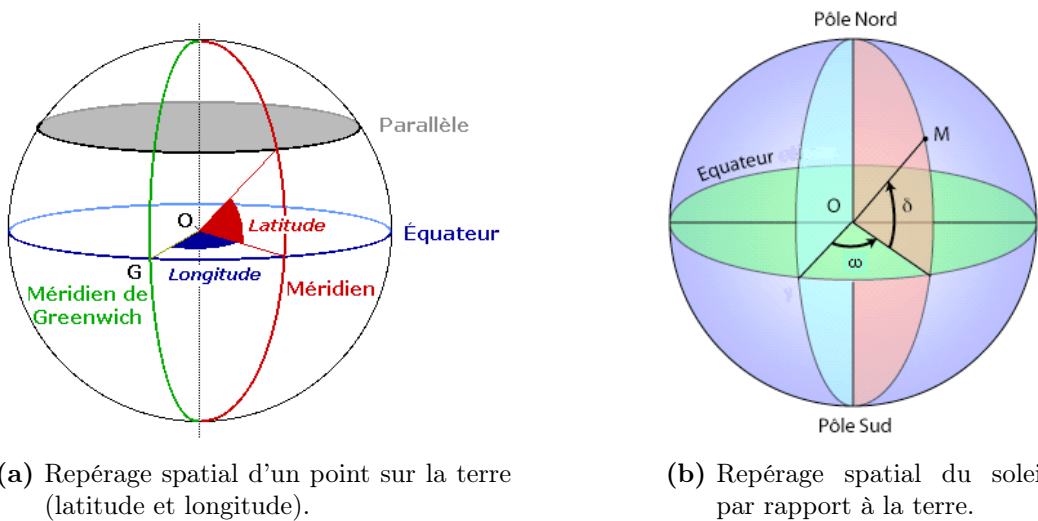


FIGURE E.2 – Schéma du référentiel spatial.

La position du soleil par rapport à la terre est définie par un repère analogue (figure E.2b). L'angle horaire du soleil ω représente la position angulaire du soleil par rapport au méridien local. Cet angle est compris entre -180° et 180° et varie de 15° par heure avec la rotation de la terre autour de son axe (ω est nul à midi TSV) :

$$\omega = 15 \cdot (TSV - 12) \quad (E.4)$$

La déclinaison δ donne la position angulaire du soleil par rapport au plan de l'équateur. Elle dépend du jour de l'année J et est définie par :

$$\delta = 23,45 \cdot \sin \left(2 \cdot \pi \cdot \frac{284 + J}{365} \right) \quad (E.5)$$

L'axe des pôles de la Terre, et donc le plan de l'équateur est incliné de $23,45^\circ$ par rapport au plan de l'écliptique. Ainsi, la déclinaison du soleil varie entre $-23,45^\circ$ au solstice d'hiver (21 décembre) et $+23,45^\circ$ au solstice d'été (21 juin) et est nulle lors des équinoxes de printemps (21 mars) et d'automne (22 septembre) (voir figure E.3).

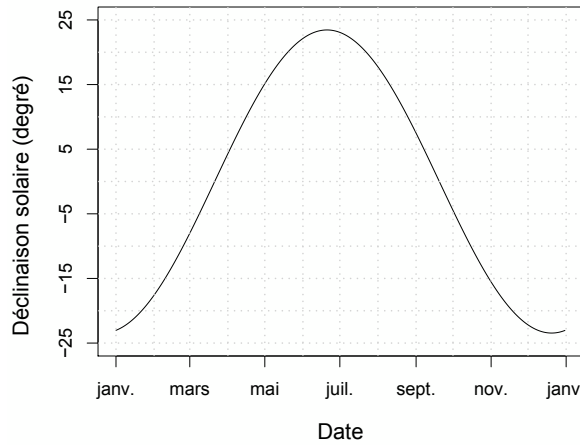


FIGURE E.3 – Variation annuelle de la déclinaison du soleil.

La connaissance de ces angles nous permet alors de déterminer pour toutes les latitudes et à tout instant de l'année l'heure TSV du lever du soleil TSV_i (équation (E.6)), de coucher du soleil TSV_f (équation (E.7)) et donc la durée de la journée TSV_0 (équation (E.4)). La figure E.4 montre les variations annuelles de la durée du jour pour différentes latitudes.

$$TSV_i = 12 - \frac{1}{15} \cdot \omega_0 \quad (E.6)$$

$$TSV_f = 12 + \frac{1}{15} \cdot \omega_0 \quad (E.7)$$

$$TSV_0 = \frac{2}{15} \cdot \omega_0 \quad (E.8)$$

où ω_0 est l'angle horaire au coucher du soleil, défini par :

$$\omega_0 = \arccos(-\tan(\Phi_L) \cdot \tan(\delta)) \quad (E.9)$$

Lorsque l'on s'intéresse au rayonnement solaire impactant une surface inclinée (cas du parement d'un barrage), il convient de définir l'orientation de la surface par rapport à l'horizontale (figure E.5). Deux angles servent à définir cette orientation : l'azimut γ et l'inclinaison β . L'azimut est

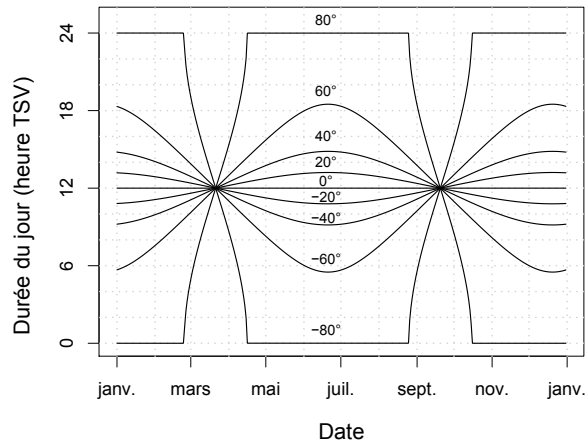


FIGURE E.4 – Variation annuelle de la durée du jour pour différentes latitudes.

un angle dans le plan horizontal qui est défini par rapport au sud, il est compté positivement vers l'ouest et prend des valeurs comprises entre -180° et 180° . L'inclinaison β correspond à l'angle entre la verticale et la normale au plan incliné.

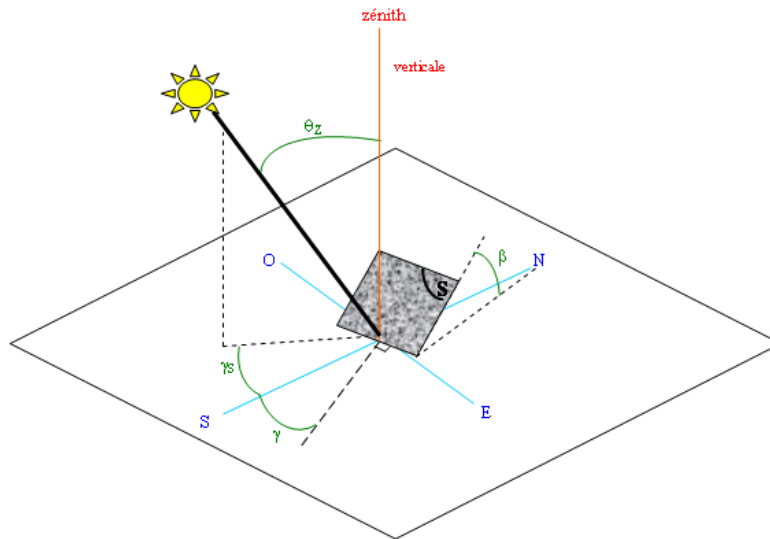


FIGURE E.5 – Schéma de l'orientation du plan incliné.

On définit également l'angle zénithal du soleil θ_z qui est l'angle compris entre la direction des rayons solaires incidents et la normale au plan horizontal du lieu considéré (figure E.5). Cet angle est donné par la formule suivante :

$$\cos(\theta_z) = \cos(\Phi_L) \cdot \cos(\delta) \cdot \cos(\omega) + \sin(\Phi_L) \cdot \sin(\delta) \quad (\text{E.10})$$

Pour un plan incliné, on définit l'angle d'incidence θ_i des rayons solaires par rapport à la normale au plan incliné. Cet angle est donné par la relation suivante :

$$\begin{aligned}
 \cos(\theta_i) = & \sin(\delta) \cdot \sin(\Phi_L) \cdot \cos(\beta) - \sin(\delta) \cdot \cos(\Phi_L) \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\gamma) \\
 & + \cos(\delta) \cdot \sin(\Phi_L) \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\gamma) \cdot \cos(\omega) \\
 & + \cos(\delta) \cdot \cos(\Phi_L) \cdot \cos(\beta) \cdot \cos(\omega) \\
 & + \cos(\delta) \cdot \sin(\beta) \cdot \sin(\gamma) \cdot \sin(\omega)
 \end{aligned} \tag{E.11}$$

On notera, que lorsque l'inclinaison du plan incliné est nulle, on retrouve évidemment l'égalité : $\cos(\theta_i) = \cos(\theta_z)$.

E.3 Rayonnement solaire extraterrestre sur une surface horizontale

Le rayonnement extraterrestre correspond au rayonnement qui serait perçu sur terre s'il n'y avait pas d'atmosphère. Pour le calculer, il faut définir en premier lieu la constante solaire $G_{CS} = 1367 \text{ W/m}^2$ ($\pm 1 \%$) qui représente la densité de flux solaire perçue par une surface exposée perpendiculairement au rayonnement, mesurée à une distance Terre-Soleil moyenne (1 unité astronomique, ua).

Étant donnée la trajectoire elliptique de la terre autour du soleil, le flux incident (hors atmosphère) arrivant sur un plan normal à la direction de propagation du rayonnement G_{ext} , s'écrit :

$$G_{ext}(J) = G_{CS} \cdot \left(1 + 0,033 \cdot \cos \left(2 \cdot \pi \cdot \frac{J - 4}{365} \right) \right) \tag{E.12}$$

Le rayonnement extraterrestre sur une surface horizontale d'un point quelconque de la terre H_{ext} se définit à partir de G_{ext} par la projection suivante :

$$H_{ext} = G_{ext} \cdot \cos(\theta_z) \tag{E.13}$$

Le rayonnement extraterrestre journalier H_{ext}^{jour} sur une surface horizontale s'obtient alors par la formule :

$$H_{ext}^{jour} = \frac{24 \cdot 3600}{\pi} \cdot G_{ext} \cdot \left(\cos(\Phi_L) \cdot \cos(\delta) \cdot \sin(\omega_0) + \frac{\pi}{180} \cdot \omega_0 \cdot \sin(\Phi_L) \cdot \sin(\delta) \right) \tag{E.14}$$

E.4 Interaction du rayonnement solaire avec l'atmosphère

La quantité de rayonnement perçue à la surface de la Terre est moins importante que le rayonnement extraterrestre pour la même surface, car une partie du rayonnement interagit avec l'atmosphère. La composition spectrale du rayonnement solaire extraterrestre est modifiée par des phénomènes d'absorption et de diffusion lors de la traversée de l'atmosphère (figure E.6). Ces phénomènes sont d'autant plus importants que la masse d'air traversée par le rayonnement est importante.

L'absorption du rayonnement se fait par les composés gazeux qui composent l'atmosphère (vapeur d'eau, ozone, gaz carbonique, oxygène). L'absorption impacte différentes bandes de longueurs d'onde suivant les gaz atmosphériques (voir figure E.6). La plus grande part de l'absorption se fait par la vapeur d'eau. L'ozone absorbe fortement les radiations de faible longueur

d'onde.

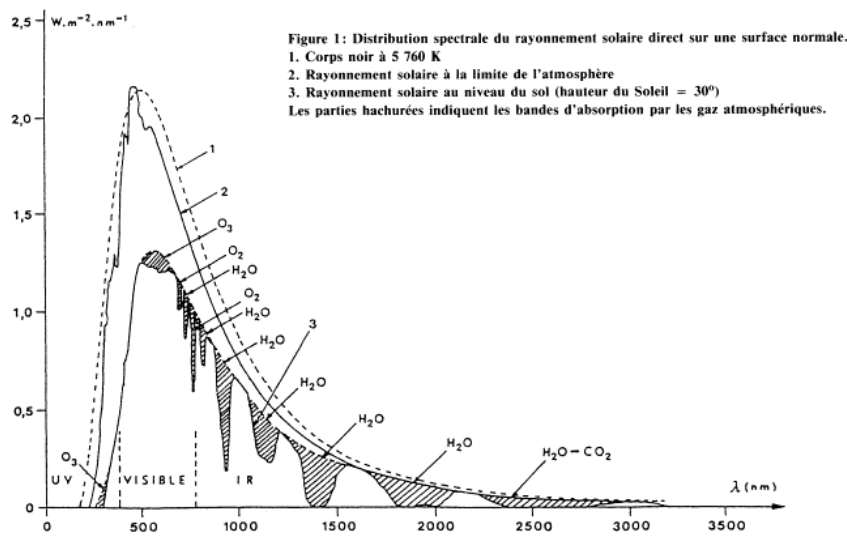


FIGURE E.6 – Répartition spectrale du rayonnement solaire [Joukoff, 1991].

La diffusion atmosphérique est due à l'interaction des photons avec les constituants de l'atmosphère et les aérosols en suspension dans l'air. Le rayonnement diffusé par l'atmosphère provient de l'ensemble de la voûte céleste. Selon la taille des aérosols, la diffusion va être plus ou moins importante et plus ou moins fonction de la longueur d'onde des rayonnements solaires.

Au final, le rayonnement solaire perçu à la surface de la Terre est la somme du rayonnement direct (en provenance directe du soleil), du rayonnement diffus provenant de l'atmosphère et du rayonnement réfléchi par le terrain avoisinant.

E.5 Séparation des composantes directes et diffuses du rayonnement quotidien mesuré sur une surface horizontale

Généralement, on dispose d'une mesure de rayonnement global (direct + diffus) sur une surface horizontale. Pour estimer le rayonnement impactant un plan incliné, il faut être en mesure de séparer le rayonnement direct du rayonnement diffus. Une détermination théorique du rayonnement direct et diffus est délicate, car elle nécessite des données sur le type et les propriétés des nuages, la quantité, l'épaisseur, le nombre des couches, etc.. Toutefois, en comparant, le rayonnement global mesuré au rayonnement théorique extraterrestre, il est possible de définir des coefficients caractérisant le trouble atmosphérique.

La figure E.7 donne la quantité de rayonnement journalière H^{jour} mesurée sur une surface horizontale à proximité du barrage de Puylaurent ainsi que la quantité théorique qui impacterait cette même surface en l'absence d'atmosphère (rayonnement extraterrestre journalier H_{ext}^{jour}). La différence entre ces deux quantités est due à l'interaction du rayonnement incident avec l'atmosphère. On définit ainsi un indice de clarté K_t [Liu et Jordan, 1963] compris entre 0 et 1 et donné par le rapport :

$$K_t = \frac{H^{jour}}{H_{ext}^{jour}} \quad (E.15)$$

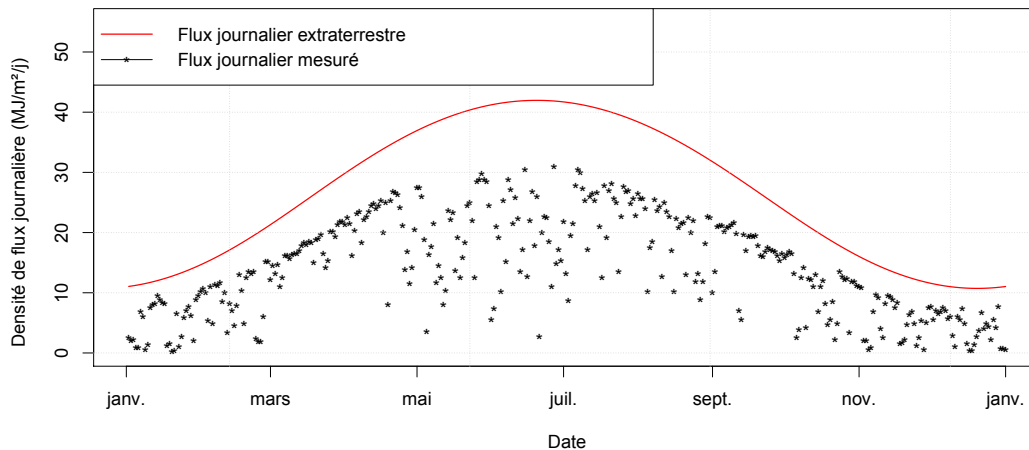


FIGURE E.7 – Variation annuelle de la densité de flux surfacique journalière sur une surface horizontale à proximité du barrage de Puylaurent (Lozère - France). Flux mesuré et flux théorique extraterrestre.

L'indice de clarté permet de caractériser l'état atmosphérique (nébulosité, transparence de l'atmosphère, etc.) et permet ainsi de déterminer la part du rayonnement mesuré qui provient du rayonnement diffus et la part qui provient du rayonnement direct. De manière générale, plus l'indice de clarté est faible et plus la part du rayonnement diffus est importante. Lorsque l'indice de clarté est proche de 0, alors la quasi-totalité du rayonnement mesuré est du rayonnement diffus. Inversement, lorsque l'indice de clarté est proche de 1, la quasi-totalité du rayonnement mesuré est du rayonnement direct.

Plusieurs relations existent dans la littérature pour la séparation de ces deux types de rayonnement [Liu et Jordan, 1960] [Klein et Duffie, 1978] [Iqbal, 1979], etc.. On retiendra ici la formule de Klein qui donne la quantité de rayonnement solaire journalier diffus H_{diff}^{jour} impactant une surface horizontale en fonction de l'indice de clarté K_t et de la quantité de rayonnement totale journalière mesurée H^{jour} sur cette même surface [Benhammou, 2010] :

$$H_{diff}^{jour} = H^{jour} \cdot (1,0045 + 0,04349 \cdot K_t - 3,5227 \cdot K_t^2 + 2,63 \cdot K_t^3) \quad (E.16)$$

On en déduit alors la quantité de rayonnement solaire journalier direct H_{dir}^{jour} impactant la surface horizontale par simple soustraction :

$$H_{dir}^{jour} = H^{jour} - H_{diff}^{jour} \quad (E.17)$$

E.6 Calcul du rayonnement horaire direct et diffus sur une surface horizontale

Le rapport r_t entre le rayonnement horaire global H^{hor} sur une surface horizontale et le rayonnement journalier global H^{jour} sur la même surface a été modélisé par plusieurs auteurs (voir [Geymard, 2000]). D'après [Collares-Pereira et Rabl, 1979], ce rapport peut s'écrire :

$$r_t = \frac{H^{hor}}{H^{jour}} = \frac{\pi}{24} \cdot (a + b \cdot \cos(\omega)) \cdot \frac{\cos(\omega) - \cos(\omega_0)}{\sin(\omega_0) - \frac{\pi}{180} \cdot \omega_0 \cdot \cos(\omega_0)} \quad (E.18)$$

avec $\begin{cases} a = 0,409 + 0,5016 \cdot \sin(\omega_0 - \pi/3) \\ b = 0,660 - 0,4767 \cdot \sin(\omega_0 - \pi/3) \end{cases}$

De la même manière, le rapport r_d entre le rayonnement horaire diffus H_{diff}^{hor} sur une surface horizontale et le rayonnement journalier diffus H_{diff}^{jour} sur la même surface peut s'écrire [Duffie et Beckman, 1991] [Trahi, 2011] :

$$r_d = \frac{H_{diff}^{hor}}{H_{diff}^{jour}} = \frac{\pi}{24} \cdot \frac{\cos(\omega) - \cos(\omega_0)}{\sin(\omega_0) - \frac{\pi}{180} \cdot \omega_0 \cdot \cos(\omega_0)} \quad (E.19)$$

Ainsi à partir des rayonnements journaliers global et diffus, on est capable de calculer les rayonnements horaires global et diffus. Les équations (E.18) et (E.19) sont valables lorsque $-\omega_0 < \omega < \omega_0$, les rayonnements horaires étant nuls sinon. L'obtention du rayonnement direct horaire sur une surface horizontale H_{dir}^{hor} s'obtient alors par soustraction des deux autres :

$$H_{dir}^{hor} = H^{hor} - H_{diff}^{hor} \quad (E.20)$$

La figure E.8 montre l'évolution sur une journée du rayonnement horaire total direct et diffus sur une surface horizontale. Les trois composantes sont calculées à partir d'une mesure de rayonnement journalière sur la surface horizontale.

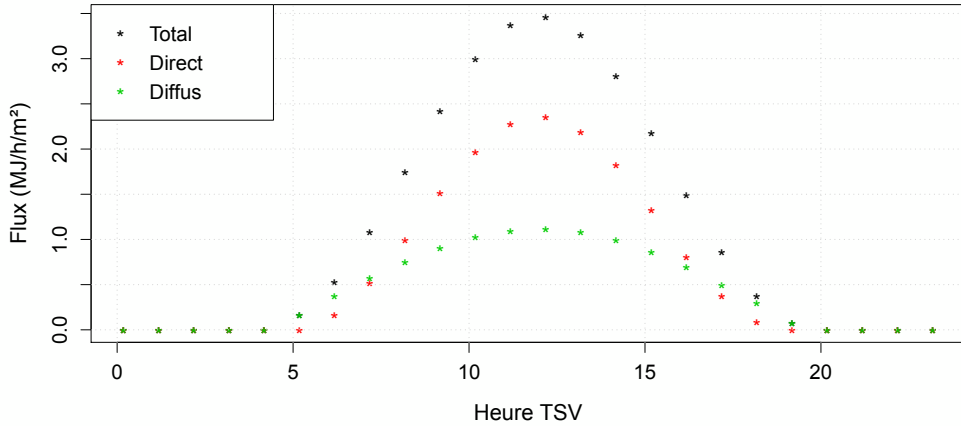


FIGURE E.8 – Rayonnement horaire total, direct et diffus sur une surface horizontale calculés à partir d'une mesure de rayonnement journalière sur la surface. Journée du 30/06/2003 à proximité du barrage de Puylaurent (Lozère - France).

E.7 Rayonnement solaire sur une surface inclinée

La quantité (densité de flux surfacique) I^{jour} de rayonnement solaire journalier impactant une surface inclinée est donnée par la somme :

$$I^{jour} = I_{dir}^{jour} + I_{diff}^{jour} + I_{ref}^{jour} \quad (E.21)$$

Où I_{dir}^{jour} , I_{diff}^{jour} et I_{ref}^{jour} sont respectivement les quantités de rayonnement quotidien direct, diffus et réfléchi qui frappent la surface inclinée.

Le rayonnement quotidien diffus I_{diff}^{jour} sur la surface inclinée se déduit facilement du rayonnement quotidien diffus H_{diff}^{jour} sur la surface horizontale par la relation [Liu et Jordan, 1963] :

$$I_{diff}^{jour} = H_{diff}^{jour} \cdot \frac{1 + \cos(\beta)}{2} \quad (E.22)$$

De même, le rayonnement quotidien réfléchi I_{ref}^{jour} sur la surface inclinée se déduit du rayonnement quotidien total H^{jour} mesuré sur la surface horizontale par la relation [Liu et Jordan, 1963] :

$$I_{ref}^{jour} = H^{jour} \cdot \rho \cdot \frac{1 - \cos(\beta)}{2} \quad (E.23)$$

Où ρ est le coefficient d'albédo du milieu environnant (l'albédo peut être assimilé à la réflectivité). L'eau réfléchit très peu avec un coefficient d'albédo d'environ 0,1 tandis que la neige a un très fort pouvoir de réflexion avec un albédo situé autour de 0,8. La part de rayonnement réfléchi par le milieu environnant sur le barrage peut ainsi varier au cours des saisons et considérablement augmenter lorsque le milieu environnant est couvert de neige. Le tableau E.1 donne quelques valeurs du coefficient d'albédo suivant la nature du terrain.

Type of surrounding	p
Recent snow	80-90%
Old snow	60-70%
Cultivated ground	
- Without vegetation	10-15%
- Dry grass	28-32%
- Lawn and wooded	15-30%
Sandy soil	15-25%
Cement, concrete	55%
White sand	25-40%
Water	
- Summer	5%
- Winter	18%

TABLE E.1 – Valeurs du coefficient d'albédo suivant la nature du terrain [Agullo et al., 1996].

La détermination du rayonnement quotidien direct I_{dir}^{jour} impactant la surface inclinée est plus délicate, car l'orientation des rayons est variable au cours de la journée. Sa détermination nécessite alors de calculer d'abord le rayonnement direct instantané I_{dir} [Liu et Jordan, 1963] :

$$I_{dir} = H_{dir} \cdot \frac{\cos(\theta_i)}{\cos(\theta_z)} \quad (E.24)$$

Pour obtenir I_{dir}^{jour} , il suffit alors d'intégrer I_{dir} sur la durée de la journée. Dans la pratique, cette intégration est réalisée en discrétisant l'intégrale par tranche de 1 h et en utilisant alors

H_{dir}^{hor} .

Enfin, la surface inclinée n'absorbe pas la totalité du rayonnement incident, I^{jour} mais seulement une portion I_{abs}^{jour} égale à $\alpha_r \cdot I^{jour}$ (α_r est le coefficient d'absorption de la surface), le reste étant directement réfléchi par la surface.

Le tableau E.2 donne quelques valeurs d'absorptivité d'une surface en béton trouvées dans la littérature.

Référence	Valeur min [-]	Valeur max [-]
[Stucky et Derron, 1957]	0,5	0,7
[Léger <i>et al.</i> , 1993], [Daoud, 1997], [Sheibany et Ghaemian, 2005]	0,5	0,65
[Carlos, 2011], [Feng <i>et al.</i> , 2010]	0,65	

TABLE E.2 – Valeurs de l'absorptivité α_r du béton trouvées dans la littérature.

Annexe F

Corrélation statistique

En statistique, étudier la corrélation entre deux variables, c'est étudier l'intensité du lien qui peut exister entre ces variables. Par abus de langage, cette notion fait souvent référence uniquement à la relation linéaire existante entre ces deux variables, on parle alors plus précisément de corrélation linéaire. La corrélation linéaire entre deux variables discrètes $x = (x_i)_{i \in [1:N]}$ et $y = (y_i)_{i \in [1:N]}$ est mesurée par le coefficient de corrélation linéaire r qui est défini comme le rapport de la covariance de x et y , et du produit de leurs écarts types :

$$r = \frac{\sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x}) \cdot (y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x})^2} \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^N (y_i - \bar{y})^2}} \quad (\text{F.1})$$

Où \bar{x} et \bar{y} sont les moyennes arithmétiques de x et y .

Le coefficient de corrélation est compris entre -1 et 1. Lorsque $r = 1$, alors la relation linéaire entre les deux variables est parfaite, elles sont colinéaires avec un coefficient de linéarité positif. Lorsque $r = -1$, les deux variables sont également colinéaires, mais avec un coefficient de linéarité négatif. $r = 0$ indique l'absence totale de relation (variables orthogonales ou linéairement indépendantes). Les valeurs intermédiaires de r renseignent sur le degré de dépendance linéaire entre les deux variables ($r > 0$ indique une relation positive, $r < 0$ indique une relation négative). Plus le coefficient est proche des valeurs extrêmes -1 et 1, et plus la liaison linéaire est forte.

Lors de l'utilisation de cette notion, il convient de garder à l'esprit que le coefficient de corrélation linéaire ne renseigne pas sur une éventuelle relation non-linéaire entre les variables. Ainsi deux variables peuvent être linéairement décorréées ($r = 0$), mais être liées entre elles par une relation non-linéaire.

Annexe G

Résolution de l'équation de la chaleur unidimensionnelle

L'équation de la chaleur sous sa forme unidimensionnelle s'écrit :

$$a \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}(x, t) - \frac{\partial T}{\partial t}(x, t) = 0 \quad (\text{G.1})$$

Où a est la diffusivité thermique du milieu et x est la coordonnée spatiale ($x \in [0, L]$ avec L est la longueur du milieu).

Le signal temporel de température imposé à l'amont du milieu ($x = 0$) sera appelé T_{am} et celui imposé à l'aval ($x = L$) sera appelé T_{av} .

G.1 Résolution de l'équation de la chaleur unidimensionnelle pour des échelons de température imposés aux frontières du milieu

Considérons le problème de conduction 1D (équation (G.1)) avec des échelons de température de poids différents (T_{up} à l'amont et T_{do} à l'aval) imposés aux frontières du milieu (équation (G.2), figure G.1). On considère par ailleurs que la température du milieu $T(x, t)$ est nulle pour $t \leq 0$.

$$\begin{cases} T_{am}(t < 0) = 0 \\ T_{am}(t \geq 0) = T_{up} \\ T_{av}(t < 0) = 0 \\ T_{av}(t \geq 0) = T_{do} \end{cases} \quad (\text{G.2})$$

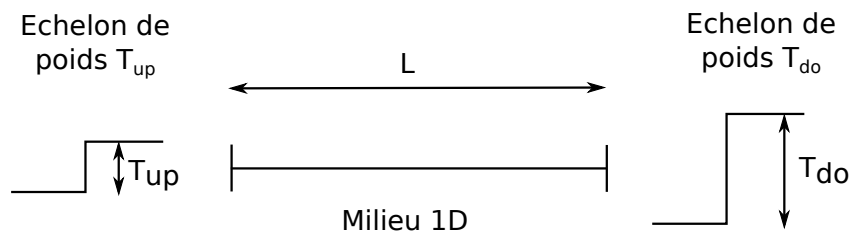


FIGURE G.1 – Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des échelons de température aux frontières du milieu.

En utilisant la méthode de séparation des variables, on peut chercher la solution $T(x, t)$ du problème sous la forme :

$$T(x, t) = X(x) \cdot Y(t) + T_{up} \cdot \left(1 - \frac{x}{L}\right) + T_{do} \cdot \frac{x}{L} \quad (\text{G.3})$$

Où $X(x)$ et $Y(t)$ sont des fonctions à déterminer. En injectant $T(x, t)$ sous cette forme dans l'équation de la chaleur (équation (G.1)), on obtient :

$$X''(x) \cdot Y(t) - \frac{1}{a} \cdot X(x) \cdot Y'(t) = 0 \quad (\text{G.4})$$

Où le symbole « ' » désigne l'opérateur dérivée (temporel ou spatial suivant le cas). On a alors :

$$\frac{X''}{X} = \frac{1}{a} \cdot \frac{Y'}{Y} = -\omega^2 \quad (\text{G.5})$$

Où ω est par conséquent une constante. Pour déterminer les fonctions $X(x)$ et $Y(t)$, il faut alors résoudre les deux équations différentielles suivantes :

$$X'' + \omega^2 \cdot X = 0 \quad (\text{G.6})$$

et :

$$Y' + a \cdot \omega^2 \cdot Y = 0 \quad (\text{G.7})$$

Les solutions de ces équations différentielles sont bien connues et s'expriment sous la forme :

$$X(x) = A \cdot \cos(\omega \cdot x) + B \cdot \sin(\omega \cdot x) \quad (\text{G.8})$$

et :

$$Y(t) = C \cdot e^{-\omega^2 \cdot a \cdot t} \quad (\text{G.9})$$

Où A , B , C et ω sont des constantes à déterminer à partir des conditions aux limites et de la condition initiale.

Les conditions aux limites nous donnent :

$$\begin{cases} \text{en } x = 0 : & T(0, t) = A \cdot C \cdot e^{-\omega^2 \cdot a \cdot t} + T_{up} = T_{up} & \Rightarrow A = 0 \\ \text{en } x = L : & T(L, t) = B \cdot C \cdot e^{-\omega^2 \cdot a \cdot t} \cdot \sin(\omega \cdot L) + T_{do} = T_{do} & \Rightarrow \omega = \frac{n \cdot \pi}{L} \quad (n \geq 1) \end{cases} \quad (\text{G.10})$$

La solution $T(x, t)$ générale du problème s'écrit alors sous la forme :

$$T(x, t) = \sum_{n \geq 1} C_n \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi}{L} \cdot x\right) + T_{up} \cdot \left(1 - \frac{x}{L}\right) + T_{do} \cdot \frac{x}{L} \quad (\text{G.11})$$

avec T_0 défini par :

$$T_0 = \frac{L^2}{a \cdot \pi^2} \quad (\text{G.12})$$

La condition initiale $T(x, 0) = 0$ nous permet alors d'écrire :

$$\sum_{n \geq 1} C_n \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi}{L} \cdot x\right) = -T_{up} + \frac{x}{L} \cdot (T_{up} - T_{do}) \quad (\text{G.13})$$

D'après la théorie des séries de Fourier, une fonction $f(x)$ définie et continue sur l'intervalle $[0, L]$ peut s'écrire sous la forme :

$$f(x) = \sum_{n \geq 1} a_n \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \quad (\text{G.14})$$

avec :

$$a_n = \frac{2}{L} \cdot \int_0^L f(x) \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) dx \quad (\text{G.15})$$

Ainsi, en décomposant en série de Fourier la fonction $f(x) = -T_{up} + \frac{x}{L} \cdot (T_{up} - T_{do})$, on obtient :

$$\begin{aligned} -T_{up} + \frac{x}{L} \cdot (T_{up} - T_{do}) = \\ \sum_{n \geq 1} \frac{2}{L} \cdot \int_0^L \left(-T_{up} + \frac{y}{L} \cdot (T_{up} - T_{do})\right) \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot y}{L}\right) dy \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \end{aligned} \quad (\text{G.16})$$

Par identification entre les équations (G.13) et (G.16), il vient alors :

$$\begin{aligned} C_n &= \frac{2}{L} \cdot \int_0^L \left(-T_{up} + \frac{y}{L} \cdot (T_{up} - T_{do})\right) \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot y}{L}\right) dy \\ &= \frac{2}{L} \cdot \left[\underbrace{-T_{up} \int_0^L \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot y}{L}\right) dy}_{-\frac{L}{n \cdot \pi} \cdot ((-1)^n - 1)} + (T_{up} - T_{do}) \cdot \underbrace{\int_0^L \frac{y}{L} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot y}{L}\right) dy}_{-\frac{L}{n \cdot \pi} \cdot (-1)^n} \right] \end{aligned} \quad (\text{G.17})$$

et donc :

$$C_n = \frac{2}{n \cdot \pi} \cdot (T_{do} \cdot (-1)^n - T_{up}) \quad (\text{G.18})$$

En remplaçant C_n dans l'équation (G.11), on obtient alors la solution finale du problème :

$$\begin{aligned} &\underline{\forall x \in [0, L], \forall t < 0 :} \\ &\quad S_{ech}(x, t) = 0 \\ &\underline{\forall x \in [0, L], \forall t \geq 0 :} \\ &\quad S_{ech}(x, t) = \frac{2 \cdot T_{do}}{\pi} \cdot \sum_{n \geq 1} \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}}}{n} \cdot (-1)^n \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \\ &\quad - \frac{2 \cdot T_{up}}{\pi} \cdot \sum_{n \geq 1} \frac{e^{-n^2 \cdot \frac{t}{T_0}}}{n} \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \\ &\quad + T_{up} \cdot \left(1 - \frac{x}{L}\right) + T_{do} \cdot \frac{x}{L} \end{aligned} \quad (\text{G.19})$$

G.2 Démonstration de la formulation de récurrence

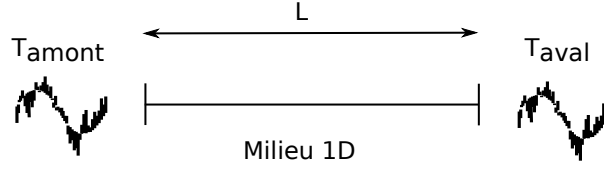


FIGURE G.2 – Problème de conduction 1D d'un milieu soumis à des signaux quelconques de température aux frontières du milieu.

La température moyenne $T_M(t)$ et le gradient de température $T_G(t)$ d'un milieu 1D soumis à des signaux quelconques de température $T_{am}(t)$ et $T_{av}(t)$ imposés aux deux limites du milieu (figure G.2) sont donnés par les deux équations suivantes (voir section 2.4.2.3) :

$$T_M(t) = \frac{8}{\pi^2 \cdot T_0} \cdot \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ impair}}} \underbrace{\int_0^\infty \frac{T_{am}(t-u) + T_{av}(t-u)}{2} e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du}_{X_n(t)} \quad (\text{G.20})$$

et :

$$T_G(t) = \frac{24}{\pi^2 \cdot L \cdot T_0} \sum_{\substack{n \geq 1 \\ n \text{ pair}}} \underbrace{\int_0^{+\infty} [T_{av}(t-u) - T_{am}(t-u)] \cdot e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du}_{Y_n(t)} \quad (\text{G.21})$$

Soit Δt un incrément de temps. $X_n(t + \Delta t)$ peut alors s'écrire :

$$\begin{aligned} X_n(t + \Delta t) &= \int_0^{\Delta t} \frac{T_{up}(t + \Delta t - u) + T_{do}(t + \Delta t - u)}{2} e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du \\ &\quad + \int_{\Delta t}^\infty \frac{T_{up}(t + \Delta t - u) + T_{do}(t + \Delta t - u)}{2} e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du \end{aligned} \quad (\text{G.22})$$

En faisant l'hypothèse que les signaux de température $T_{up}(t)$ et $T_{do}(t)$ sont constants sur l'intervalle de temps Δt (en d'autres termes, $\forall v \in [t, t + \Delta t[: T_{up}(v) = T_{up}(t)$ et $T_{do}(v) = T_{do}(t)$) et en procédant à un changement de variable dans le second terme de l'équation (G.22) ($u = w + \Delta t$), on obtient :

$$\begin{aligned} X_n(t + \Delta t) &= \frac{T_{up}(t + \Delta t) + T_{do}(t + \Delta t)}{2} \cdot \int_0^{\Delta t} e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du \\ &\quad + \int_0^\infty \frac{T_{up}(t - w) + T_{do}(t - w)}{2} e^{-n^2 \cdot \frac{w + \Delta t}{T_0}} du \end{aligned} \quad (\text{G.23})$$

Cette dernière équation se réécrit (après calcul de l'intégrale $\int_0^{\Delta t} e^{-n^2 \cdot \frac{u}{T_0}} du$) :

$$X_n(t + \Delta t) = \frac{T_{up}(t + \Delta t) + T_{do}(t + \Delta t)}{2} \cdot \frac{T_0}{n^2} \cdot \left(1 - e^{-n^2 \cdot \frac{\Delta t}{T_0}}\right) + e^{-n^2 \cdot \frac{\Delta t}{T_0}} \cdot X_n(t) \quad (\text{G.24})$$

En procédant de la même manière pour $Y_n(t)$ (équation (G.21)), on trouve :

$$Y_n(t + \Delta t) = \left(T_{do}(t + \Delta t) - T_{up}(t + \Delta t)\right) \cdot \frac{T_0}{n^2} \cdot \left(1 - e^{-n^2 \cdot \frac{\Delta t}{T_0}}\right) + e^{-n^2 \cdot \frac{\Delta t}{T_0}} \cdot Y_n(t) \quad (\text{G.25})$$

Annexe H

Fonctions d'influences reconstruites à partir du calage statistique du modèle multi-tranche avec ACP

Les figures H.1 à H.14 montrent, en fonction du nombre m de composantes utilisées par le modèle, les fonctions d'influences reconstruites à partir des coefficients calés et les évolutions temporelles globales (pour le champ thermique dans l'ensemble de la structure) des déplacements dus à la température moyenne et au gradient thermique. Le modèle est ici appliqué sur la simulation 3 de la modélisation 3D (voir section 4.6.3).

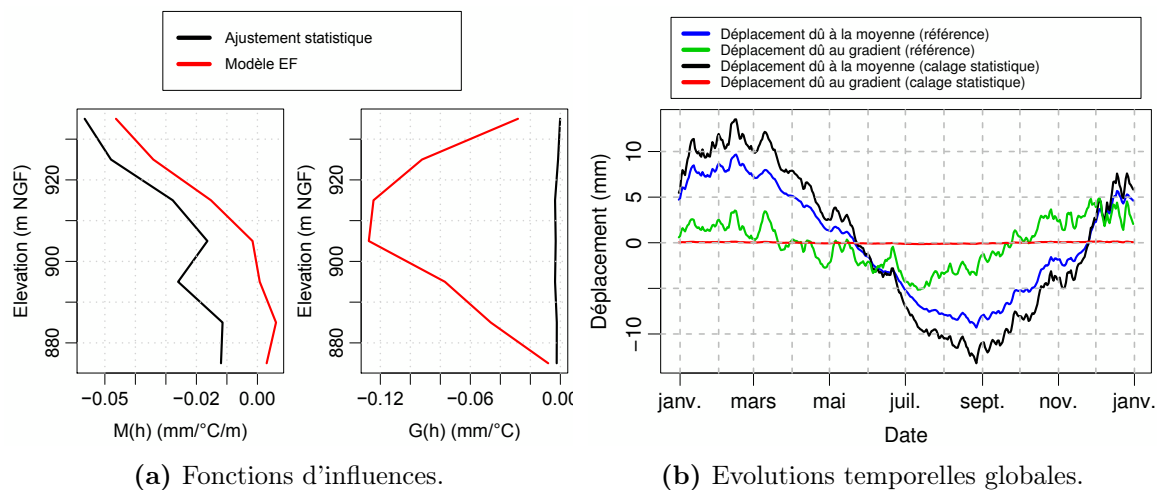


FIGURE H.1 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 1 composante principale ($m=1$).

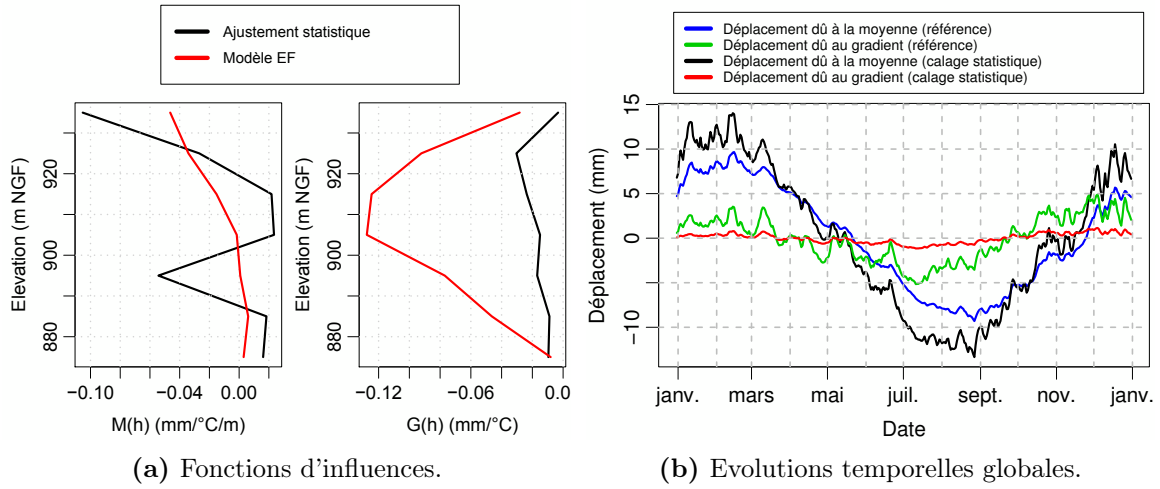


FIGURE H.2 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 2 composantes principales ($m=2$).

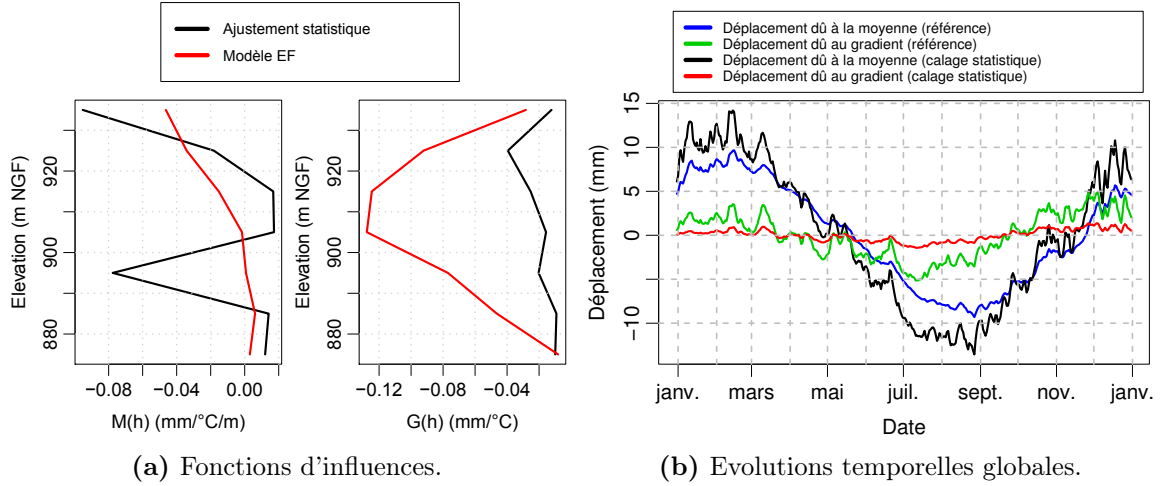


FIGURE H.3 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 3 composantes principales ($m=3$).

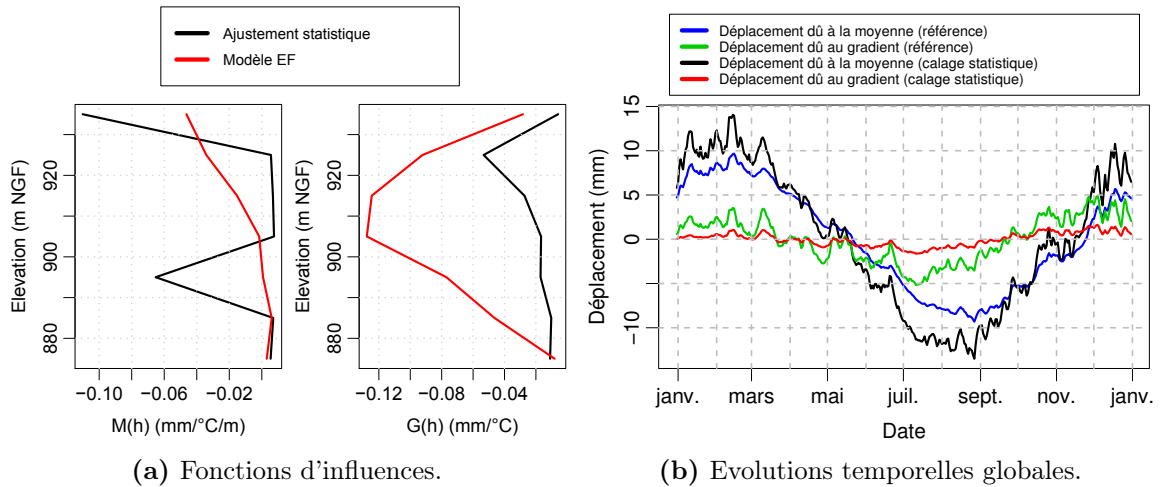


FIGURE H.4 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 4 composantes principales ($m=4$).

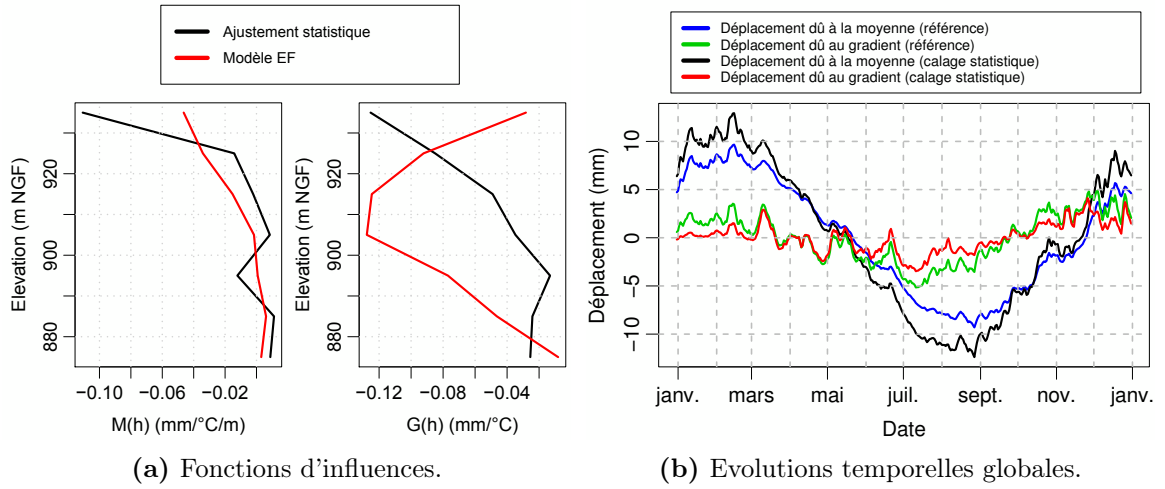


FIGURE H.5 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 5 composantes principales ($m=5$).

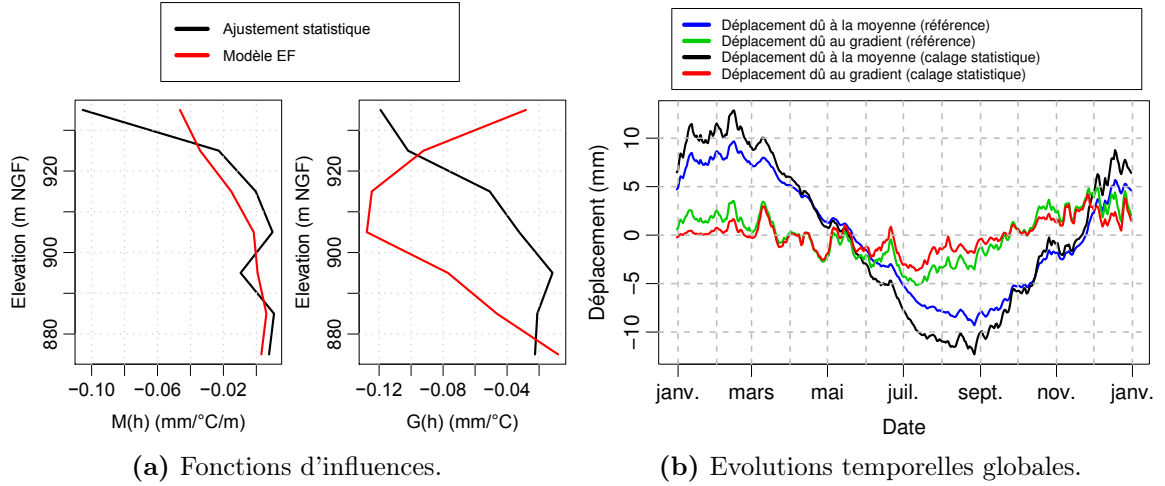


FIGURE H.6 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 6 composantes principales ($m=6$).

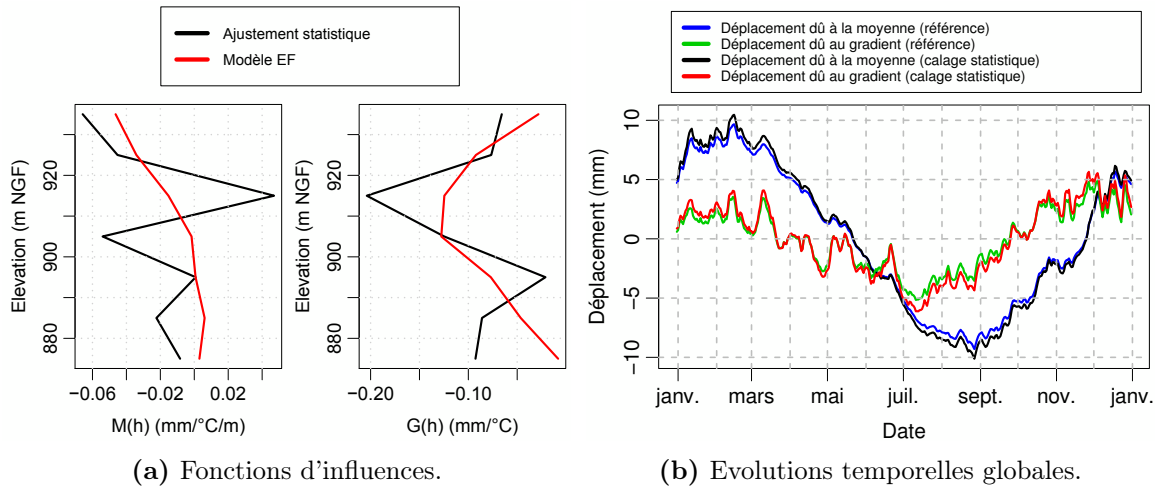


FIGURE H.7 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 7 composantes principales ($m=7$).

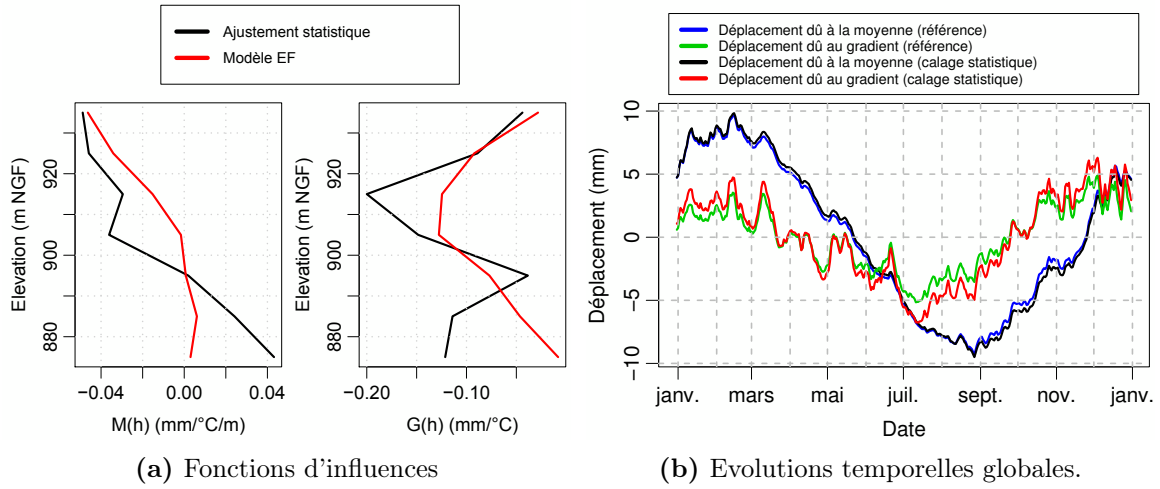


FIGURE H.8 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 8 composantes principales ($m=8$).

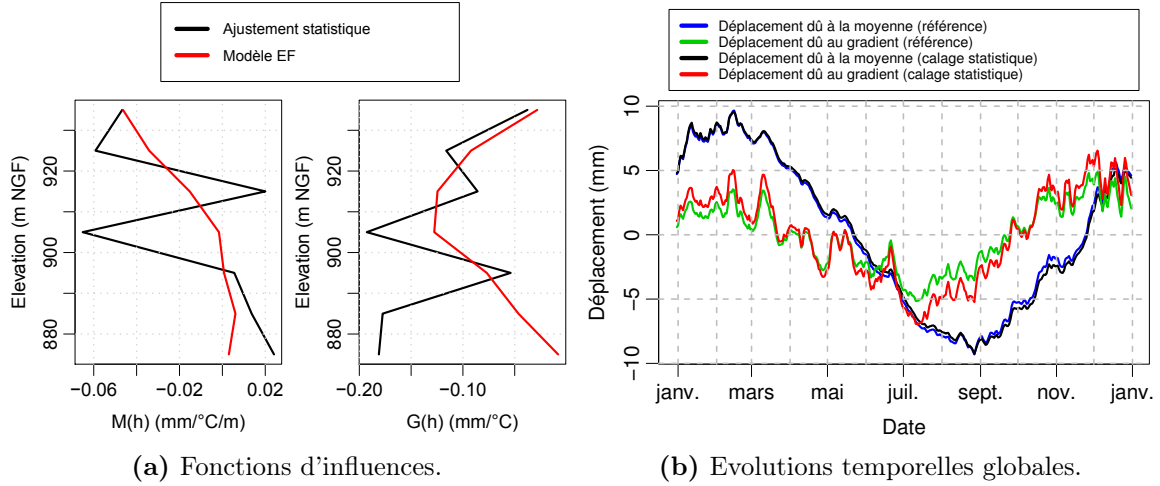


FIGURE H.9 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 9 composantes principales ($m=9$).

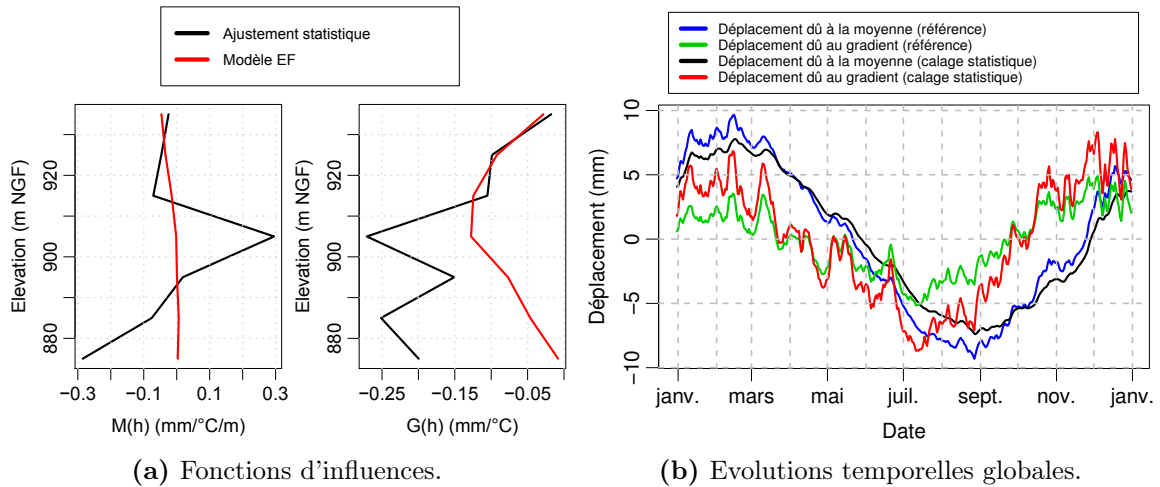


FIGURE H.10 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 10 composantes principales ($m=10$).

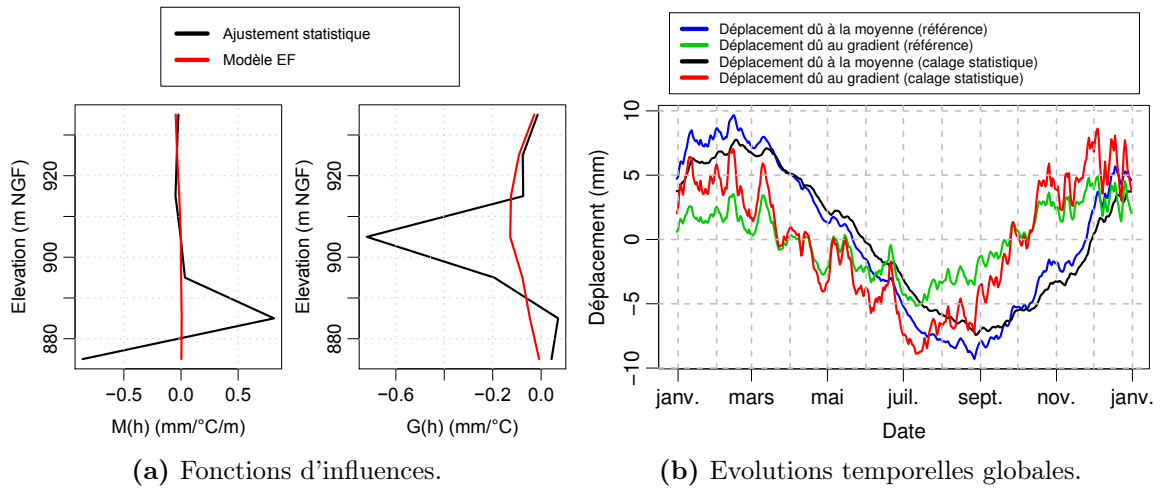


FIGURE H.11 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 11 composantes principales ($m=11$).

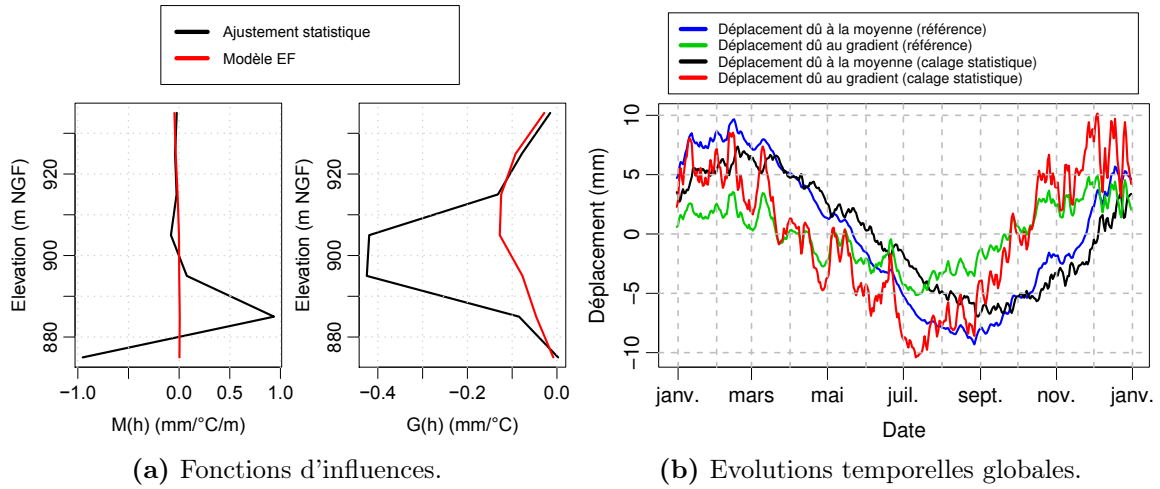


FIGURE H.12 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 12 composantes principales ($m=12$).

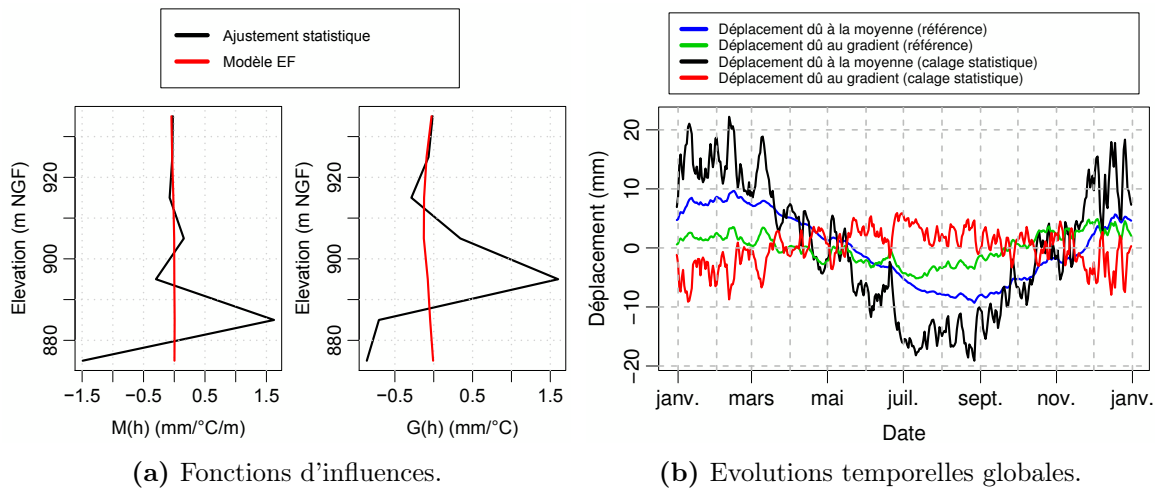


FIGURE H.13 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 13 composantes principales ($m=13$).

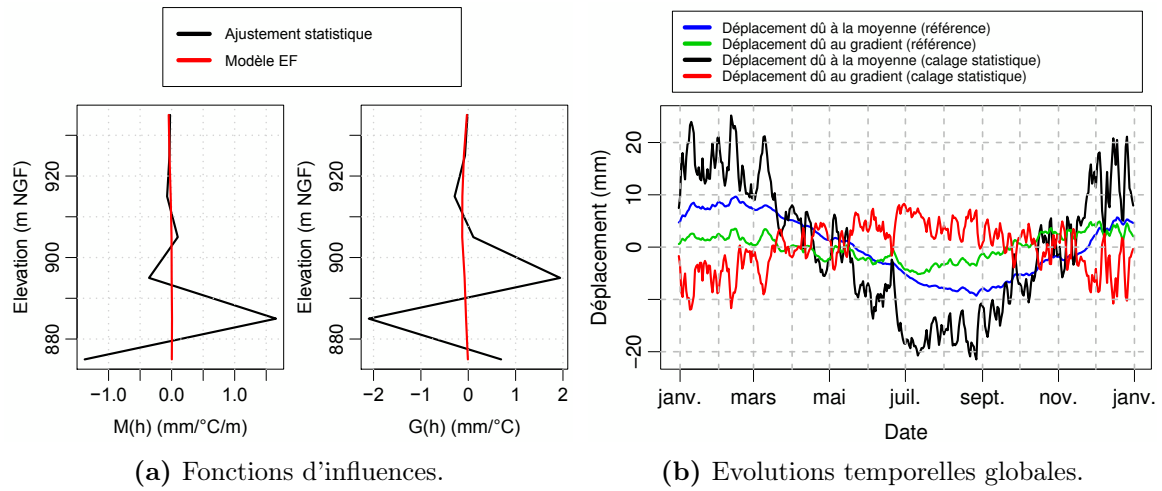


FIGURE H.14 – Influences de la température (moyenne et gradient) déterminées par le modèle de l'équation (4.16) avec 14 composantes principales ($m=14$).

Annexe I

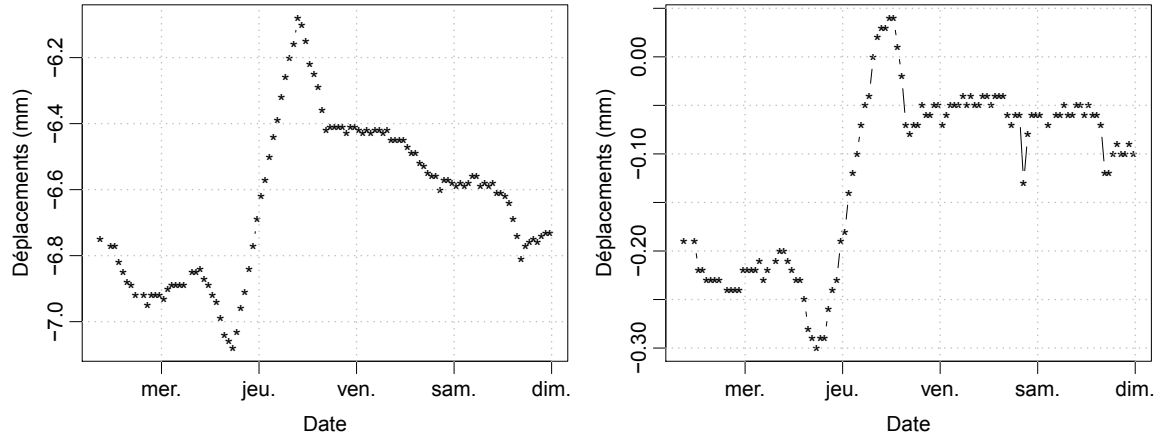
Déplacements à l'échelle de la journée sur le barrage de Puylaurent

Dans le cadre de ces travaux de thèse, deux campagnes de mesure à pas horaire des déplacements ont été réalisés sur le barrage de Puylaurent :

- Du 22 au 27 octobre 2013 (figure I.1)
- Du 26 avril au 03 mars 2014 (figure I.2)

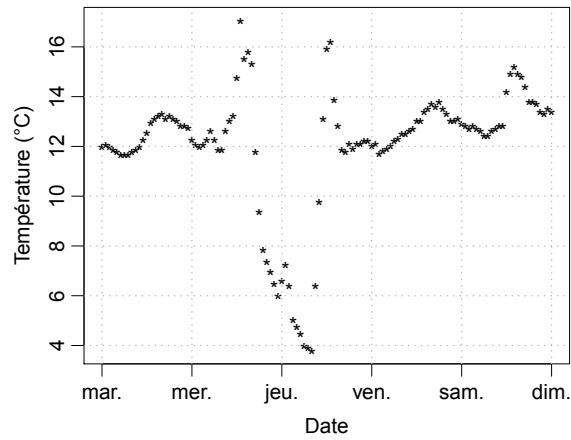
On peut observer une influence non négligeable de l'évolution de la température de l'air au cours de la journée sur les mesures du pendule EF 939-885. En effet, une évolution de la température de l'air de 12°C sur la journée engendre des déplacements de l'ordre de 1 mm (figure I.1). On peut remarquer par ailleurs, que le pendule DE 925-874, qui ne va pas jusqu'en crête de l'ouvrage est moins sensible à ces variations journalières de la température de l'air.

Bien que ces déplacements journaliers ne soient pas très importants en comparaison à l'amplitude saisonnière des déplacements, étant donné la précision que l'on cherche à obtenir avec les modèles statistiques, le gain en dispersion n'est pas négligeable.



(a) Pendule EF 939-885.

(b) Pendule DE 925-874.



(c) Température de l'air mesurée à Chasserades.

FIGURE I.1 – Déplacements mesurés à fréquence horaire sur le barrage de Puy-laurent du 22 au 27 octobre 2013.

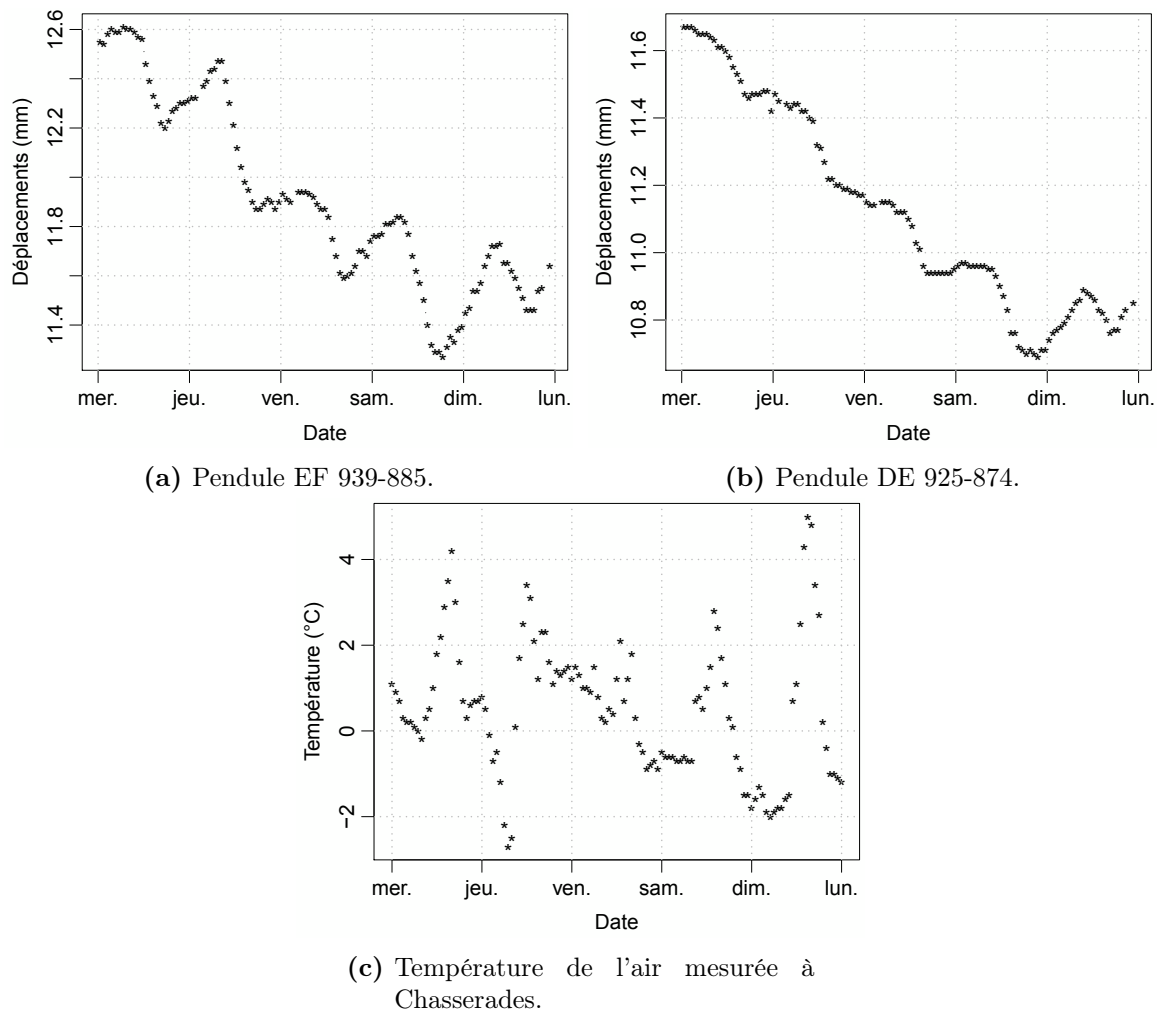


FIGURE I.2 – Déplacements mesurés à fréquence horaire sur le barrage de Puy-laurent du 26 avril au 03 mars 2014

Annexe J

Approximation des profils de température de l'eau mesurés dans la retenue du barrage de Puylaurent par la méthode de Bofang/Ardito

On peut trouver dans la littérature une méthode permettant d'approcher la température du réservoir sur la hauteur par une fonction de forme exponentielle. Cette méthode, initialement proposée par Bofang et Zhanmei dans un cas précis [Bofang et Zhanmei, 1990], a été simplifiée dans sa formulation et généralisée [Ardito *et al.*, 2008]. Les profils de température de l'eau peuvent ainsi s'écrire comme une fonction de la profondeur y_w et du temps t à partir de la connaissance des températures à la surface T_{surf} et au fond T_{fond} du réservoir :

$$T_{eau}(y_w, t) = T_{fond}(t) \cdot \frac{1 - e^{-\Phi \cdot y_w}}{1 - e^{-\Phi \cdot H_{res}}} + T_{surf}(t) \cdot \frac{e^{-\Phi \cdot y_w} - e^{-\Phi \cdot H_{res}}}{1 - e^{-\Phi \cdot H_{res}}} \quad (J.1)$$

où H_{res} est la hauteur totale du réservoir et Φ est un paramètre de forme.

La figure J.1 montre l'application stricte de la formule de l'équation (J.1) aux données de température mesurées dans la retenue de Puylaurent (le paramètre de forme est fixé à $\Phi = 0,1$). On peut constater que l'approximation exponentielle permet d'approcher relativement bien les profils réels, mais il existe des écarts à certaines périodes. En effet durant la période allant du début du refroidissement de la température de surface (fin août) jusqu'à l'homogénéisation complète de la colonne d'eau (fin octobre), la stratification thermique prend une forme en « S » difficilement décrite par la fonction exponentielle qui interpole les températures de surface et du fond du réservoir. Par ailleurs, on retrouve cet effet (mais de manière moindre), sur la période de réchauffement de la retenue (de mars à juillet).

Afin d'approcher plus finement les profils mesurés par le modèle exponentiel, il peut alors être envisageable d'appliquer le modèle en utilisant une température de surface fictive. Ainsi, la figure J.2 montre les profils approchés par le même modèle, mais en ayant recherché au préalable une température de surface fictive de sorte à minimiser les écarts entre les profils mesurés et ceux modélisés. On s'aperçoit qu'en procédant de la sorte, on arrive à « combler » une bonne partie des écarts que l'on observait précédemment avec la température de surface réelle. Enfin, on peut voir sur la figure J.3 que cette température fictive est globalement similaire à la température mesurée, mais est majorée sur les périodes que l'on a identifiées, c'est-à-dire de mars à novembre.

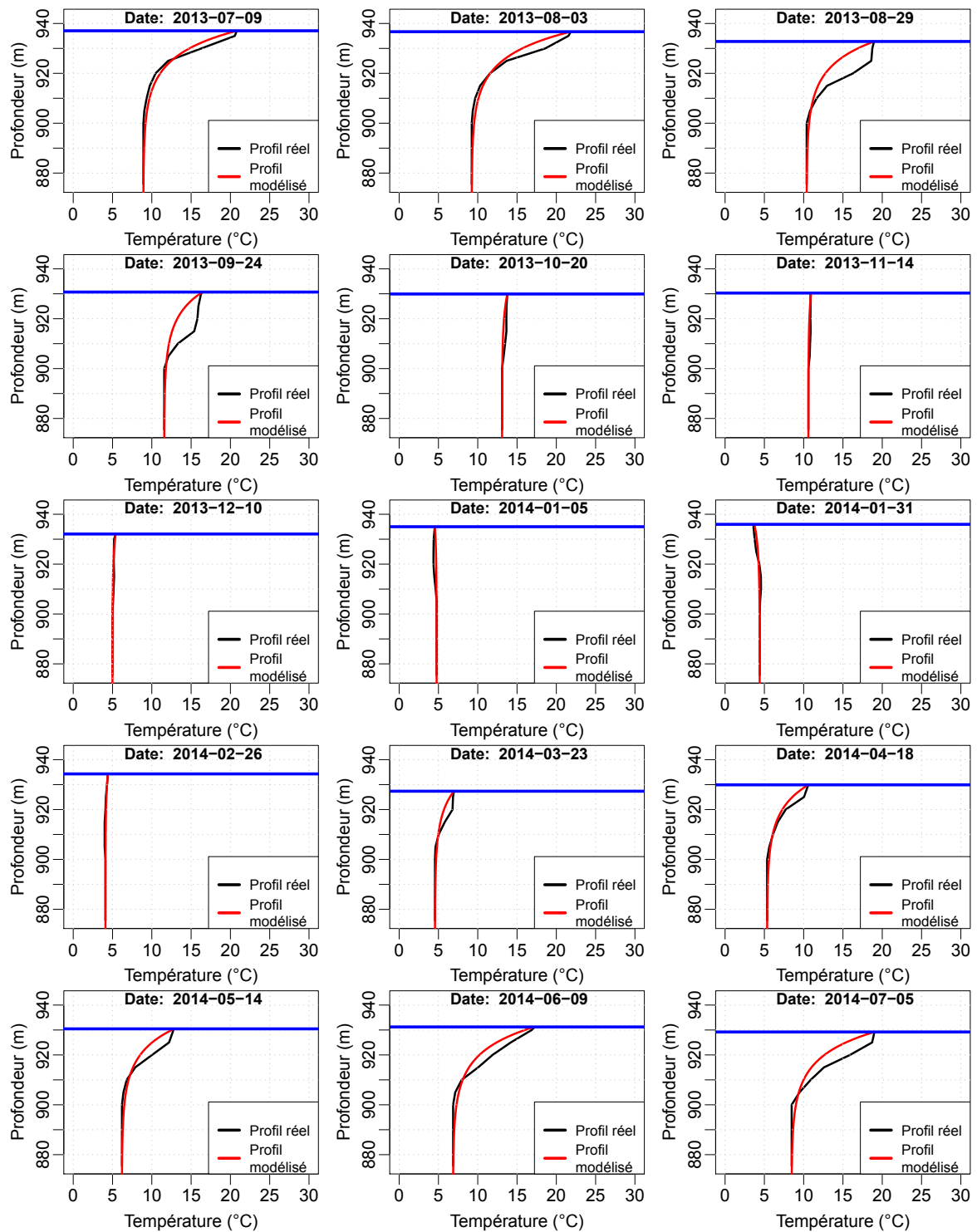


FIGURE J.1 – Profils de température d'eau mesurés sur le barrage de Puylaurent entre juillet 2013 et juillet 2014 et approximation par le modèle d'Ardito avec l'utilisation des températures mesurées en surface et au fond du réservoir.

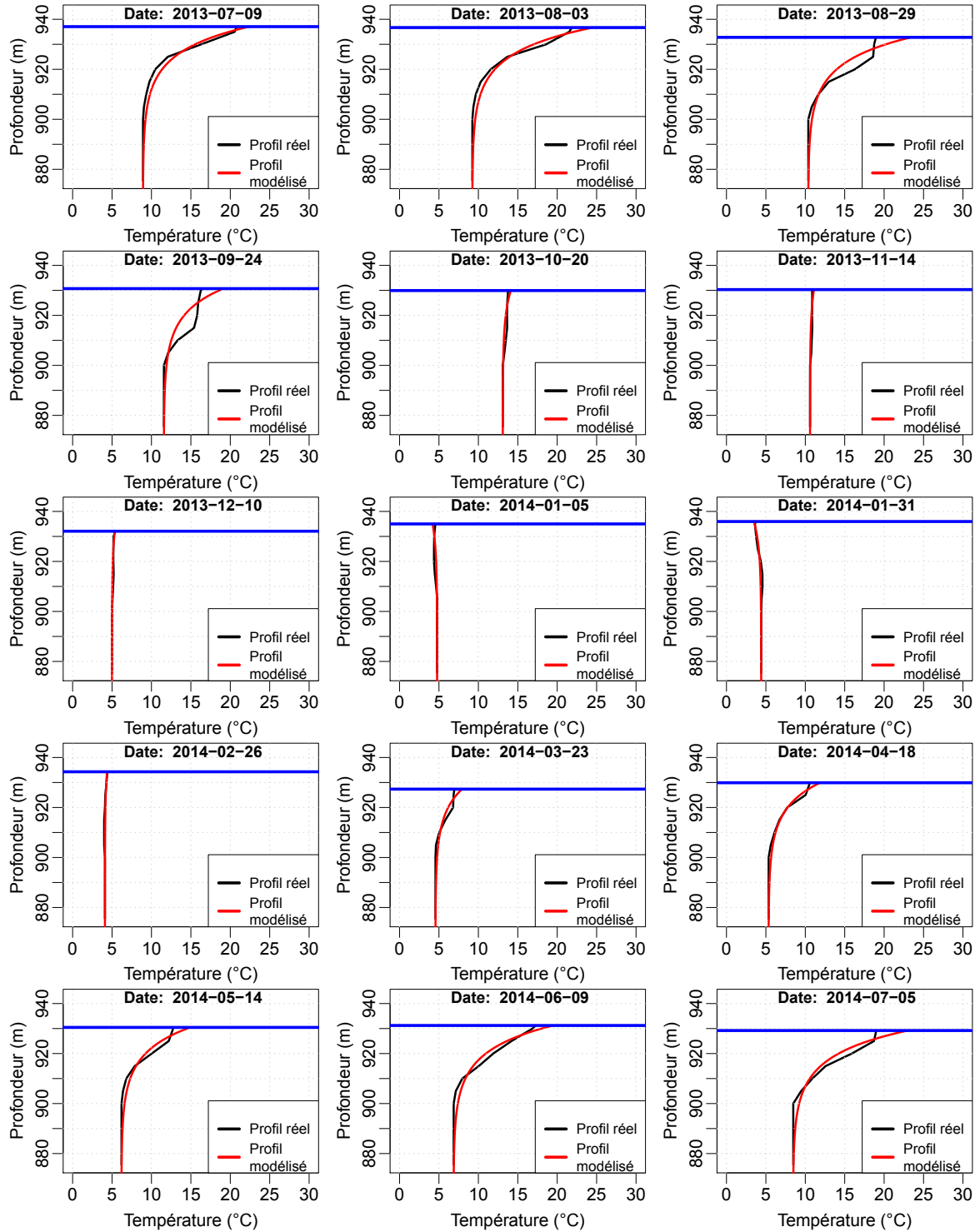


FIGURE J.2 – Profils de température d’eau mesurés sur le barrage de Puylaurent entre juillet 2013 et juillet 2014 et approximation par le modèle d’Ardito avec l’utilisation de la température mesurée au fond du réservoir et d’une température fictive en surface.

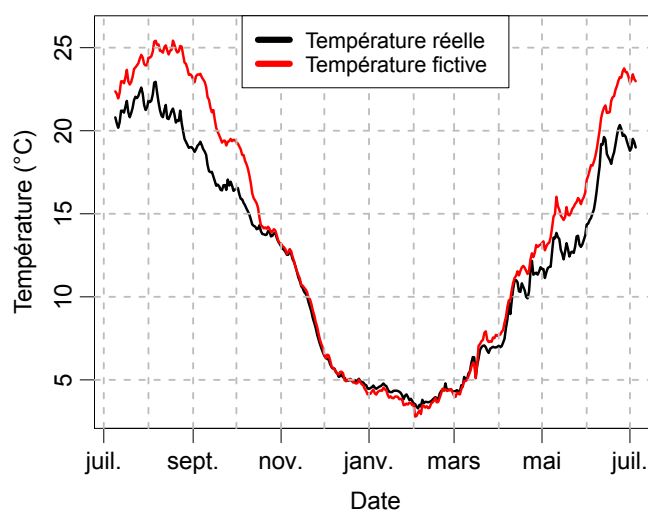


FIGURE J.3 – Température mesurée et température fictive en surface du réservoir.